

UNIVERSIDAD POLITÉCNICA DE MADRID



ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS DE
CAMINOS, CANALES Y PUERTOS



TRABAJO FIN DE MASTER

INFLUENCIA DEL RADIO EN ENTALLAS EN U SOMETIDAS A FLEXIÓN EN TRES PUNTOS EN LA FUNDICIÓN GG-25

MATERIA: MECÁNICA DE LA FRACTURA

Autora: MIRIAM JUAN BERNÁ

Tutor: David Ángel Cendón Franco

Madrid, Septiembre de 2014





INFLUENCIA DEL RADIO EN ENTALLAS EN U SOMETIDAS A FLEXIÓN EN TRES PUNTOS EN LA FUNDICIÓN GG-25

MIRIAM JUAN BERNÁ







AGRADECIMIENTOS

A mi tutor David.A Cendón Franco por su continuo apoyo, dedicación y a su gran labor docente, transmitiéndome en todo momento los conocimientos necesarios y haciendo que mi interés sobre el tema creciera cada día un poco más.

A los técnicos del taller mecánico por su colaboración

A los miembros del Departamento de Ciencia de Materiales de la E.T.S de Ingenieros de caminos, canales y puertos de la UPM





RESUMEN

El presente trabajo fin de master se centra en estudiar el efecto del radio de entalla en la fundición gris GG-25, sometida a cargas en modo I (propagación de fisuras a partir de la entalla por fuerzas de tracción exclusivamente). En teoría, en un material frágil, a menor radio de entalla, la carga crítica de rotura debería ser también menor. Sin embargo, en la tesis fin de master “Static tests under torsión loading of notched specimens made of grey cast iron: Experimental issues and Numerical Development” realizada por el estudiante Marco Marcon, de la Universidad de Padua, Italia, con este mismo material pero con sollicitación en modo III, se observó que a menor radio de entalla, la carga de rotura de las probetas aumentaba.

Para estudiar dicho efecto de entalla, se ha llevado a cabo una campaña experimental ensayándose 20 probetas agrupadas en cuatro radios de entalla.

Posteriormente se realizaron simulaciones numéricas para comprobar el comportamiento del material y corroborar los resultados experimentales obtenidos, mediante el modelo de la fisura cohesiva implementada junto con un material de Hencky en el continuo.







INDICE

1. INTRODUCCIÓN	15
1.1 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA Y LINEAL (<i>LEFM</i>)	15
1.2 MÉTODOS DE LA CONCENTRACIÓN DE TENSIONES DE ENTALLA (<i>Notch Stress Intensity Factor</i>)	19
1.3 CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE DEFORMACIÓN (<i>SED</i>)	20
1.4 TEORIA DE LAS DISTANCIAS CRÍTICAS (<i>TDC</i>)	22
1.5 MODELO DE LA FISURA COHESIVA	22
1.6 RECAPITULACIÓN	24
2. CAMPAÑA EXPERIMENTAL	25
2.1 INTRODUCCIÓN	25
2.2 DESCRIPCIÓN DEL MATERIAL Y DIMENSIONES DE LAS PROBETAS	25
2.3 ACTIVIDADES PREVIAS A LA EXPERIMENTACIÓN:	28
2.4 DESCRIPCIÓN DE LOS ÚTILES EMPLEADOS PARA EL ENSAYO	33
2.5 PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL	34
2.6 RESULTADOS	38
2.6.1 Introducción a la representación de datos	38
2.6.2 Curvas Carga-Desplazamiento	42
2.6.3 Curva Carga-Abertura de fisura	45
2.6.4 Carga Máxima-Radio Medio	48
2.6.5 Carga Máxima-Radio Mínimo	49
3. ANÁLISIS NUMÉRICO	51
3.1 INTRODUCCIÓN	51
3.2 SOFTWARE	51
3.3 MALLAS	52
3.4 MODELO CONSTITUTIVO EMPLEADO PARA LA SIMULACIÓN	56
3.4.1 Modelo constitutivo de Hencky	56
3.4.2 Fundamentos de la fisura cohesiva	58
3.4.3 Parámetros del material	60
3.5 RESULTADOS	63



4. ANÁLISIS DE RESULTADOS	67
4.1 ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTAL	67
4.2 ANÁLISIS DE RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES	69
5. CONCLUSIONES Y FUTURO TRABAJO	71
5.1 CONCLUSIONES	71
5.2 TRABAJO FUTURO	72
6. BIBLIOGRAFÍA	73



MOTIVACIÓN

La Mecánica de la Fractura empezó a desarrollarse durante la Primera Guerra Mundial por el ingeniero aeronáutico inglés Alan Arnold Griffith para explicar el fallo de materiales frágiles. Una serie de accidentes que se produjeron posteriormente, posibilitaron el desarrollo de esta disciplina, como por ejemplo los problemas registrados, durante la segunda guerra mundial con la construcción americana de los barcos Liberty. Estos problemas surgieron debido a algunos defectos de diseño provocando que algunas de estas naves se rompieran literalmente a la mitad, debido a las enormes grietas que se formaron en el casco, introduciéndose cambios en la mecánica de la fractura por el ingeniero de George Rankine Irwin, que introdujo la ductilidad en los mecanismos de fractura.

La Mecánica de la Fractura por lo tanto se desarrolló como una herramienta para caracterizar los mecanismos de formación y propagación de defectos, permitiendo mejorar el diseño de productos, así como procesos de fabricación e inspección para controlar la propagación de defectos que podrían llevar al fallo de sus componentes, pero sin la necesidad de usar coeficientes de seguridad injustificados.



Figura 1.1 Grieta a la mitad de un barco Liberty [1]

Sin embargo aunque la mecánica de la fractura elástica y lineal, proporciona buenos resultados para estimar la carga de rotura que un elemento estructural fisurado puede soportar, tiene limitaciones a la hora de ser aplicada en materiales que tienen entallas romas. [2]

Por ello, la motivación general de este proyecto surge del interés para los investigadores de mecánica de la fractura de encontrar una única herramienta para determinar la fractura en materiales lineales, no lineales, con entallas romas, con



grietas o incluso sin ellas. Porque si se desarrollara dicha herramienta se ahorraría tiempo y se optimizaría enormemente el diseño de materiales y elementos estructurales.

Paralelamente, otra motivación de este proyecto fin de master surge de la tesis fin de master “Static tests under torsion loading of notched specimens made of grey cast iron: Experimental issues and Numerical Development” realizada por el estudiante Marco Marcon, de la Universidad de Padua Italia[16]. En dicho trabajo se observó que si se ensayaba a torsión (MODULO III), probetas de fundición gris GG-25 la carga aumentaba con la disminución del radio de la entalla, algo distinto a lo que se podía predecir en un principio, ya que si el radio es más pequeño la concentración de tensiones que tiene que soportar la entalla es mayor y por tanto la carga de rotura se alcanzaría antes. Esto lleva a pensar si con el mismo material pero con distinto modo de sollicitación de la fisura ocurriría lo mismo.

Se ha optado por el modo de propagación I porque es el más estudiado, y el que se sucede la mayoría de las veces en la realidad. Por lo que su estudio tiene aún un mayor interés práctico.



CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

Al igual que las grietas pueden provocar el fallo de las estructuras o acortar el periodo de vida útil de las mismas, las entallas también pueden provocarlo. Ello es debido a que una entalla es una forma antrópica de introducir a una pieza una concentración de tensiones como puede encontrarse dicha pieza sometida en la realidad.

Debido a la importancia de conocer cuál es la carga máxima que puede soportar una pieza a la que se le ha realizado una entalla, se han propuesto diversos métodos para su obtención. De todos ellos, por su mayor uso en la actualidad, cabe destacar tres de ellos el método de la Teoría de las Distancias Críticas [10,11,12], el Criterio de la Densidad de Energía o SED[2] y la Teoría de la Fisura Cohesiva[2,5], que es el que se ha aplicado en el caso objeto a estudio.

En los siguientes párrafos se presenta un resumen de las principales teorías empleadas para la predicción de la carga crítica de sólidos en presencia de concentraciones de tensiones.

1.1 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA Y LINEAL (LEFM)

La Mecánica de la Fractura elástica y lineal trata de saber cuál es la carga máxima en piezas que albergan una fisura en su interior y cuál es la longitud crítica que puede alcanzar esa fisura, para poder realizar trabajos de monitorización de la misma y evitar el colapso de la estructura. Tradicionalmente se distinguen dos tipos de planteamientos el Planteamiento Global y el Planteamiento Local.



En el planteamiento global existen dos variables muy importantes como son la energía disponible para la fractura, G , que se calcula, y la energía específica de fractura, R , que depende es una propiedad del material.

El cálculo de G depende del trabajo externo realizado y de la variación de la energía elástica de la siguiente forma:

$$G = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta W - \Delta \Lambda}{\Delta A} \quad J/m^2 [E 1.1]$$

Dónde:

$\Delta \Lambda$ Variación de la energía elástica

ΔW trabajo externo

ΔA variación del área

Siendo la ecuación resultante la siguiente:

$$\Delta A(G - R) = E_c [E 1.2]$$

Para que se produzca propagación de la grieta la G debe ser mayor o igual a R , siendo la propagación cuasiestática si es igual y la propagación inestable si es mayor a R .

El planteamiento local, por su parte, utiliza los parámetros de la tenacidad de fractura K_{Ic} y del factor de intensidad de tensiones K_I . Estos parámetros son similares a los anteriores: G jugaría un papel de K_I y R se correspondería con K_{Ic} . Para la obtención de K_I el planteamiento se basa en la singularidad del campo de tensiones en la punta de una fisura. En presencia de una grieta en la singularidad del campo de tensiones en la punta de una fisura. En presencia de una grieta y eligiendo sólo el primer término del desarrollo en serie se obtiene la siguiente expresión para la tensión:

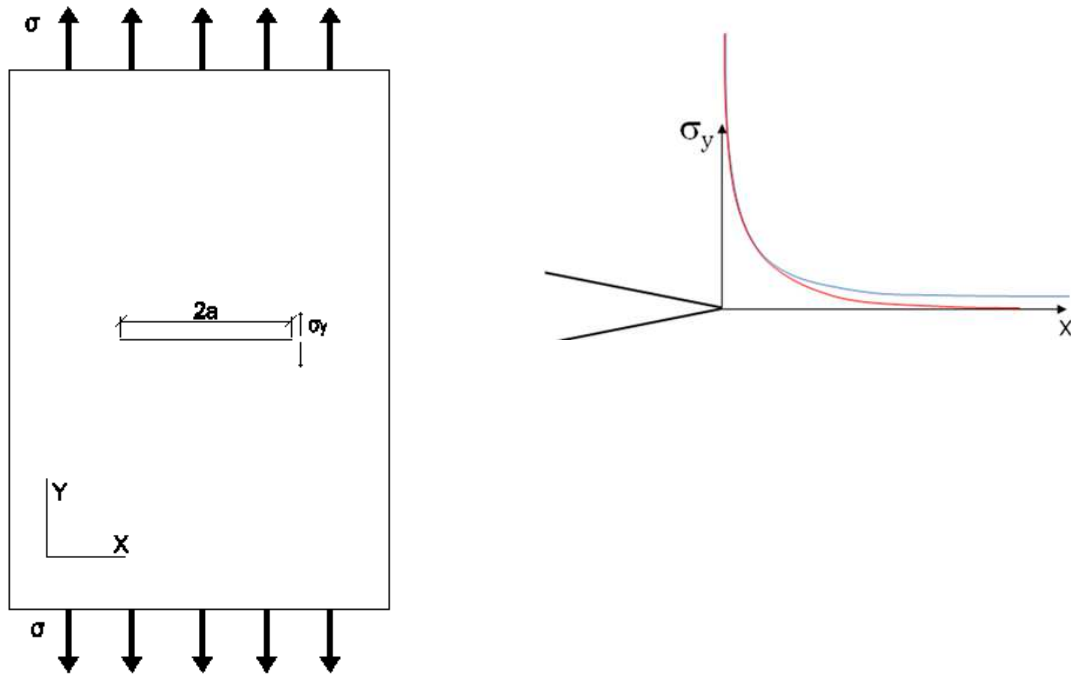
$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}} [E 1.3]$$

Siendo K_I el factor de intensidad de tensiones. Este factor de intensidad de tensiones depende de la geometría y de la configuración de carga aplicada sobre el sólido. Como ya se ha mencionado con anterioridad, el criterio de fractura local supone que la fisura se propaga cuando el factor de intensidad de tensiones alcanza un valor igual a la tenacidad de fractura.



En la siguiente figura 1.2 se esquematiza el panel con tensión remota σ y detalle interior, representativo de la fórmula anterior.

Figura 1.2 Imagen de un panel con tensión remota σ y detalle interior[3]



Con respecto a la tenacidad de fractura la ASTM especifica procedimientos para medir su valor, el cual, además de depender del material, depende también del espesor, de la temperatura y de la velocidad de deformación. [3]

En función del modo de carga, se consideran tres modos de abertura de fisura, asignándose a cada uno de dichos modos un factor de intensidad de tensiones, inducido por un campo de tensiones similar. Los modos de abertura de fisura son:

Modo I, o modo de abertura, en el cuál las cargas son normales a la grieta, que es el modo que se va a usar en este trabajo fin de master, ya que es el más estudiado y por lo tanto el más relevante para nosotros.

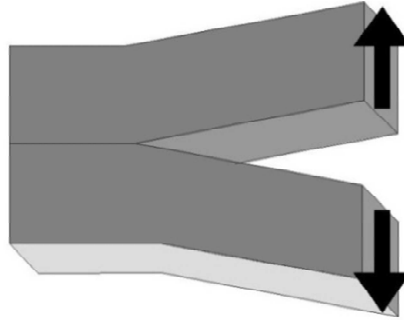


Figura 1.2 Modo I

MODO I [E 1.4]

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

Modo II o modo de deslizamiento, en el cual el desplazamiento del plano de la fisura se encuentra en el plano de la fisura y es perpendicular al borde.

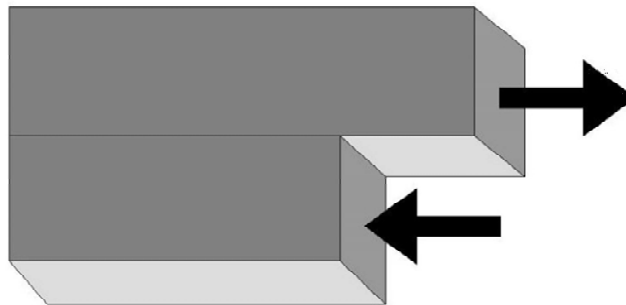


Figura 1.3 Modo II

MODO II [E 1.5]

$$\sigma_{xx} = \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} - \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$



$$\sigma_{xy} = \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

Modo III, o modo de rasgado, en el cual el desplazamiento en el plano de la fisura es paralelo al plano de la fisura. Producido por tensiones de cizalladura pura, sin tensiones normales según muestra la ecuación E.1.6.

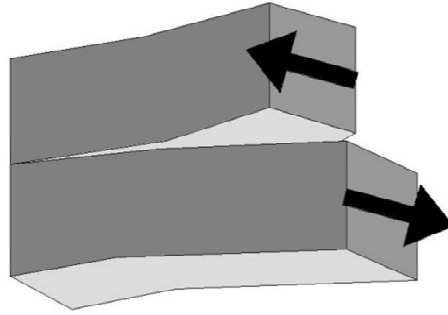


Figura 1.4 Modo II

MODO III [E 1.6]

$$\sigma_{xz} = \frac{K_3}{\sqrt{2\pi r}} - \sin \frac{\theta}{2}$$

$$\sigma_{yz} = \frac{K_3}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2}$$

El principal inconveniente de la Mecánica de la Fractura elástica (LEFM) y lineal, para el presente trabajo final de master, para fisuras teóricas (entalla en U con radio en la punta de fisura nulo) y materiales frágiles. Sin embargo para entallas en U o en V, cuyo radio es distinto al nulo, la singularidad desaparece no siendo aplicable la mecánica de la fractura elástica y lineal en materiales frágiles, por lo que es necesario recurrir a otros métodos, como los que se exponen a continuación.[3]

1.2 MÉTODOS DE LA CONCENTRACIÓN DE TENSIONES DE ENTALLA (*Notch Stress Intensity Factor*)

Un ejemplo el propuesto por F.J Gomez , M. Elices y et al 2006. Este criterio depende de dos factores la tenacidad de fractura y la cohesión del material. El principal inconveniente es que sólo es aplicable a materiales frágiles, aunque se ha propuesto una regla empírica para que sea también aplicable a materiales elastoplásticos.

En materiales elásticos y lineales la propagación se alcanza cuando el factor de intensidad de tensiones de entalla, K_I^R se iguala a la tenacidad de fractura de entalla, K_{IC}^R , siguiendo una estructura similar a la del criterio de fractura de la Mecánica de Fractura Elástica y Lineal, es decir:



$$K_I^R = K_{IC}^R$$

De acuerdo con esta metodología, Gómez y Elices han propuesto para entallas en U una fórmula adimensional para calcular la tenacidad generalizada. Dicha fórmula depende de la tenacidad y de la longitud característica. Siendo la longitud característica:

$$l_{ch} = \left(\frac{K_{IC}}{f_t} \right)^2$$

$$\frac{K_{IC}^R}{K_{IC}} = K^* \left(\frac{R}{l_{ch}} \right)$$

Donde K^* , tenacidad generalizada adimensional es función del radio adimensional de la entalla y de la longitud característica.

De acuerdo con este criterio, puede deducirse una relación entre la tenacidad de fractura del material, K_{IC} , y la tenacidad de fractura generalizada, K_{IC}^R :

$$\frac{K_{IC}^R}{K_{IC}} = \sqrt{1 + \frac{R}{l_{ch}} \frac{\pi}{4}}$$

La expresión anterior permite el cálculo de la tenacidad generalizada en materiales elásticos y lineales en modo I, cuyas dimensiones a excepción del radio de la entalla son muy superiores a la longitud característica. [4]

Para aplicar este método a materiales elástoplasticos existen principalmente dos inconvenientes. Por un lado, no se conocen, ni la longitud característica, ni la resistencia cohesiva. Por otro lado, existe un gran problema para la estimación de la carga máxima, con entallas en U con radios medianos y pequeños, porque, como se demostrará en este trabajo fin de master, la rotura no comienza cuando la tensión en la raíz de la entalla alcanza la resistencia a tracción y porque la concentración de tensiones es menos clara que en las entallas en V. En estos casos se supone que la resistencia cohesiva del material es tres veces el límite elástico. [4]

El problema de aplicación de todo este método para piezas de fundición gris GG25 reside en que este material no es elástico, aunque posea rotura frágil.

1.3 CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE DEFORMACIÓN (*SED*)

Según este criterio el fallo ocurre cuando el valor principal de la densidad de energía de deformación en un volumen de control es igual a la energía crítica W_c .



Para aplicar el criterio se necesitan dos parámetros; el valor crítico de la energía de deformación y el radio crítico R_c , que define el área (volumen en problemas tridimensionales) sobre el que se evalúa dicha energía de deformación.

Según [2] para modo I, la densidad de energía de deformación crítica, W_c se escribe como:

$$W_c = \frac{\sigma_u^2}{2E}$$

Y la longitud crítica R_c :

$$R_c = \beta \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_u} \right)^2$$

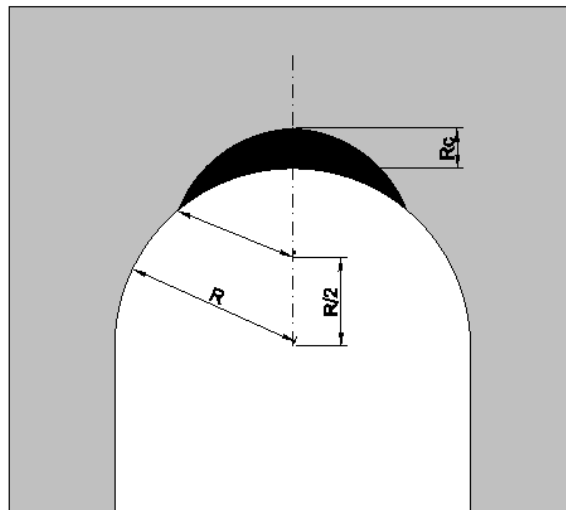
Dónde:

$$\beta = (1 + \nu)(5 - 8\nu)/4\pi \text{ para deformación plana}$$

$$\beta = (5 - 3\nu)/4\pi \text{ para tensión plana}$$

En la siguiente figura se muestra el volumen de control para modo I en entallas en U. En ese modo el volumen de control corresponde a un área centrada en la punta de la entalla y es simétrica. Siendo diferente para los otros modos y otras formas de entalla.

Figura1.5 Representación del volumen de control en entallas en U para modo I





1.4 TEORIA DE LAS DISTANCIAS CRÍTICAS (TDC)

La teoría de las distancias críticas trata de calcular la carga de rotura usando un parámetro llamado distancia crítica L:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_0} \right)^2 (\text{m})$$

Siendo K_{Ic} la tenacidad de fractura del material y σ_0 , la tensión inherente del material que, en sólidos elásticos-lineales, es la tensión de rotura y en sólidos no lineales tiene que ser calibrada. [5]

Este modelo se aplica en cualquier pieza que contenga un concentrador de tensiones y además permite hacer predicciones de la tenacidad aparente de fractura de componentes entallados. [6]

En esta teoría también se contemplan como en Mecánica de la Fractura Elástica y Lineal dos tipos de criterios, criterios globales y criterios locales. Los más usados son los locales, que tienen su fundamento en el campo de tensiones elástico y lineal, producido en el fondo de la entalla. [5] y [7]

Existen cuatro criterios locales dentro de TDC, para evaluar la carga máxima:

- ✓ El Método del Punto (PM, Point Method).
- ✓ El Método de la Línea (LM, Line Method)
- ✓ El Método de la Fisura Imaginaria (ICM, Imaginary Crack Method)
- ✓ Mecánica de la Fractura Finita (FFM, Finite Fracture Mechanics)

Todos los criterios usan la tenacidad de fractura junto a un análisis elástico y lineal.

De entre estos cuatro criterios, destacan dos de ellos el método del punto (PM, Point Method) y el método de la línea (LM, Line Method). Ambos métodos representan aproximaciones de la Mecánica de la Fractura Finita. [5]

1.5 MODELO DE LA FISURA COHESIVA

La teoría en la que se basa el método de la fisura cohesiva surge de los autores Barenblatt (1959,1962), Dugdale (1960) y Rashid (1968) (Kumar & Barai 2011) [8].

En esta teoría se asimilan los mecanismos de daño a una fisura capaz de transmitir carga entre sus labios. Las tensiones transmitidas dependen de la separación entre sus labios de acuerdo con la curva de ablandamiento. [9] En ella se diferencian tres zonas la zona de entalla, la zona de fisura cohesiva y el ligamento intacto [10].



La teoría de la fisura cohesiva permite explicar y predecir la rotura de hormigones, polímeros, materiales cerámicos, compuestos y algunos metales, es decir en materiales frágiles y cuasifrágiles [11]. También es de aplicación en el estudio de la rotura del polimetilmetacrilato en entallas en U un material con rotura frágil y un comportamiento ligeramente no lineal a -60°C muy parecido al material empleado en el presente trabajo. [9]

El procedimiento seguido en el inicio y en la evolución de la fisura es el siguiente:

- En primer lugar, la zona de la fisura cohesiva se inicia en el punto donde la tensión principal máxima alcanza un cierto valor crítico que es la resistencia a tracción, también llamada resistencia cohesiva. Dicha zona se forma perpendicularmente a la dirección de la tensión principal mayor. Ya que la fisuración la provocan los elementos que actúan como concentradores de tensiones
- Una vez iniciado el proceso la resistencia va disminuyendo con la abertura de fisura hasta alcanzar el valor 0. En modo I existe una relación única entre la tensión transmitida en cada punto de la fisura y el desplazamiento relativo de ambas caras en el mismo punto [10].

$$\sigma = f(w)$$

Siendo la función $f(w)$, la denominada curva de ablandamiento (ver figura nº1.6). Los parámetros que definen la curva de ablandamiento son dos; la tensión de tracción (σ_t) y la energía de fractura cohesiva (G_c)

La energía de fractura cohesiva es el área que queda debajo de la función curva de ablandamiento y es el trabajo para abrir una unidad de área de grieta:

$$G_c = \int_0^{w_c} f(w)dw$$

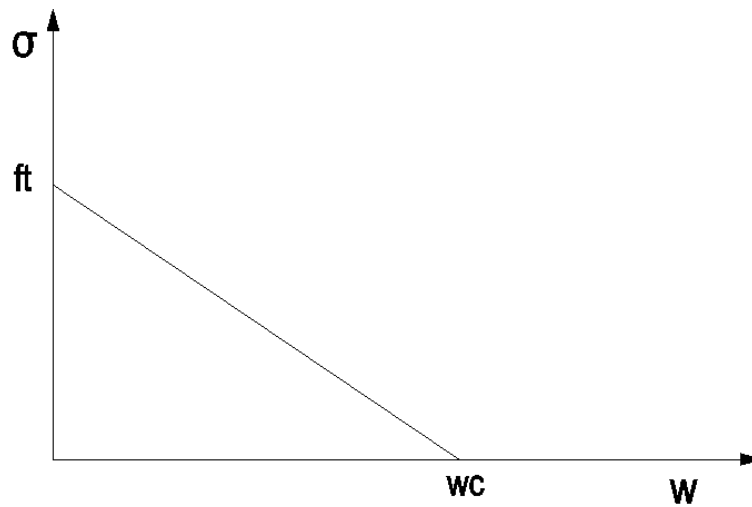
Siendo w_c la abertura crítica a partir de la cual la tensión es 0.

Hay varios métodos experimentales para la obtención de dicha curva desde el ensayo de tracción directa, hasta el método indirecto propuesto por Guinea, Planas y Elices. [9]

En la figura nº 1.6 se muestra a modo de ejemplo una curva de ablandamiento lineal, como la que posteriormente se usará en las simulaciones.



Figura 1.6 Ejemplo curva de ablandamiento lineal



1.6 RECAPITULACIÓN

Comparando los métodos anteriormente descritos, el método basado en la fisura cohesiva tiene las siguientes ventajas: se puede emplear tanto en materiales dúctiles, como en materiales frágiles donde la zona de proceso es igual a un solo punto, por lo que para que se propague la fisura sería necesario que hubiera una fisura inicial.[11] Además en materiales isótropos los parámetros usados son más fáciles de medir y, sobre todo, son independientes del modo de propagación de la fisura (modo I, II, III o modo mixto) y de la forma de la entalla. [9]

Todo ello, unido a que es muy fácil implementar este modelo con un modelo de material en un programa de elementos finitos, ha hecho que sea éste el método que usaremos para el estudio numérico, en combinación con un material no lineal en el continuo, es decir, fuera de la fisura.



CAPÍTULO 2

CAMPAÑA EXPERIMENTAL

2.1 INTRODUCCIÓN

Como no existen criterios 100 % fiables que representen el comportamiento no lineal de materiales como la fundición gris, la mejor forma de conocer la respuesta de un material ante una determinada sollicitación es ensayándolo.

Se ensayaron 20 probetas con entallas en forma de U sometiénolas a flexión simple en tres puntos hasta alcanzar la rotura del material, cuyos radios se agrupan en 0.15-0.20-0.3-0.4-0.6. Antes de realizar el ensayo se comprobaron todos los radios de las mismas, para contar con valores más exactos, que los nominales solicitados al taller de mecanizado. Una vez terminados los ensayos se han representado las curvas carga-desplazamiento y carga abertura de fisura así como la curva de carga máxima frente a radio, con el fin de estudiar la influencia del radio en la carga máxima. Adicionalmente, a partir de las probetas con el radio mínimo de entalla se ha calculado la energía específica de fractura para alimentar el modelo numérico empleado en el capítulo siguiente.

2.2 DESCRIPCIÓN DEL MATERIAL Y DIMENSIONES DE LAS PROBETAS

El material empleado es fundición gris GG 25, se ha elegido este material, por presentar una rotura macroscópicamente frágil pero con la suficiente plasticidad para que tenga un comportamiento no lineal.



Las principales características de este material a parte de la ya mencionada, son su facilidad de manejo a la hora de trabajar con él en el taller, su bajo coste y la facilidad de obtención de las características mecánicas al ser un material ampliamente conocido.

Las características mecánicas suministradas por el fabricante están recogidas en la tabla T 2.1.

Tabla T.2.1 Características de la fundición gris GG-25 suministradas por el fabricante.

Rango de dureza H.B.	Tensión de rotura a tracción (MPa)	Tensión de rotura a compresión (MPa)	Coeficiente de Poisson	Límite elástico convencional (MPa)	Tenacidad de fractura $\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$
190-250	200-300	700-850	0.26	160-220	20

En la figura 2.1 se muestra una de las probetas de dicho material.

Figura 2.1 Probetas preparadas para la realización del ensayo



Las probetas se han obtenido a partir de barras de 300 mm de dos coladas diferentes por lo que la composición de las mismas puede variar de unas probetas a otras influyendo esto en el comportamiento del material y en los resultados.

En el estudio realizado en [12]- en este tipo de material se observó que los cambios de microestructura influían bastante en la resistencia. Se observó que a mayor K_{IC} , mayor resistencia además existe una relación entre el modo de fractura y K_{IC} , para valores



bajos de K_{IC} el modo de fractura es frágil. De acuerdo con dicha referencia el modo de fractura también dependía de la dureza, de forma que, para valores bajos de dureza, como es nuestro caso, el mecanismo de fractura es por clivaje (fractura frágil), al contrario que en muestras de acero con la misma composición de matriz. Demostrando que existe una relación entre las láminas de grafito, la composición de la matriz y el modo de fractura.

Por otra parte la tenacidad (energía) de fractura también depende de las láminas de grafito y de la orientación de estas. Un resultado que como veremos más adelante tiene una influencia muy grande en los resultados obtenidos.

Concluyendo por tanto que la orientación de las láminas de grafito y el contenido de las mismas, dará lugar a un comportamiento ante la fractura distinto variando de unas piezas a otras, mostrándose en los resultados experimentales obtenidos.

Las dimensiones de las probetas reflejadas en la figura 2.3, cumplen con la relación de dimensiones que se les exige al tipo de probetas ensayadas a flexión simple, según como muestra la figura F 2.2, según la normativa ASTM E-1820.

Figura 2.2 Dimensiones de las probetas según ASTM E-1820.

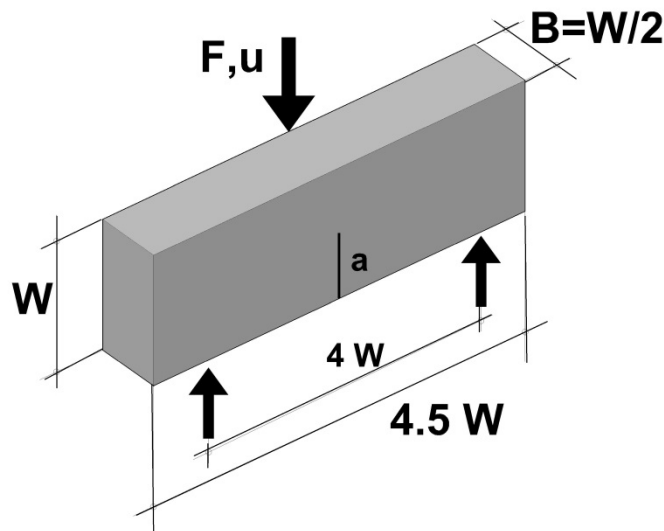
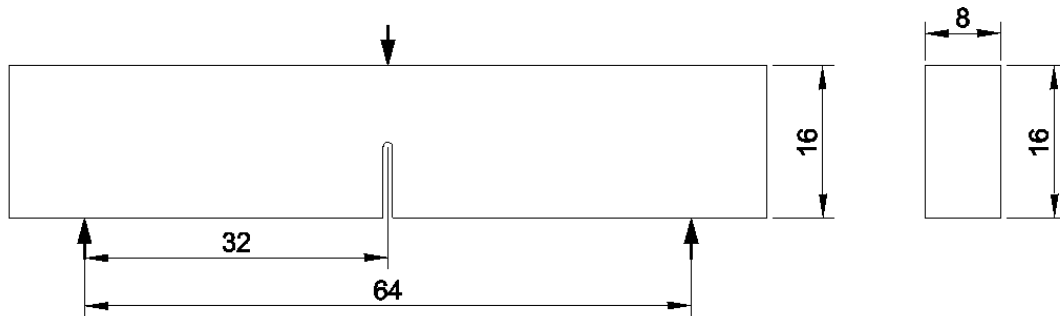




Figura 2.3 Dimensiones de las probetas reales ejecutadas



Los radios escogidos van desde 0.1-0.62, siendo en un principio cuatro probetas de cada uno de los siguientes radios 0.15-0.20-0.3-0.4-0.6, posteriormente se hará una comprobación de los mismos.

2.3 ACTIVIDADES PREVIAS A LA EXPERIMENTACIÓN:

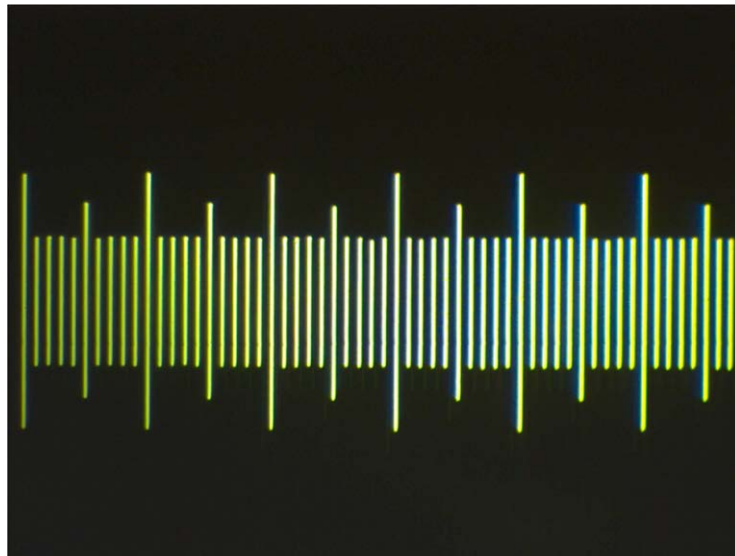
Antes de comenzar la experimentación se realizó la comprobación de los radios de las entallas de las probetas. Para ello se utilizó el microscopio óptico junto con un programa de libre acceso denominado Image-J. Este programa fue desarrollado por Java ,con él se puede abrir, editar, analizar, procesar, guardar e imprimir imágenes en formato TIFF, GIF, JPEG, BMP, DICOM y FITS.

Para poder contar en la imagen con una referencia métrica, se utilizaron con el microscopio dos patrones diferentes dependiendo del número de aumentos necesarios para poder encuadrar correctamente la imagen. Con los radios de 0.15-0.20 mm se usó el patrón para 20 aumentos y para radios a partir de 0.20 y hasta 0.65, el patrón de 10 aumentos.

La figura 2.4- nos muestra el patrón empleado para los radios de 0.1-0.20. La distancia entre dos líneas alargadas representa 0.1 mm.



Figura 2.4 Patrón empleado para 20 aumentos



En la figura 2.5-, por su parte, nos muestra el patrón empleado para los radios cuya medida es superior a 0.20 mm. En este caso 10 cuadrados se corresponden a 1 mm.

Figura 2.5 Patrón empleado para 10 aumentos



La obtención de los radios medios se basa en una relación entre los píxeles que representan los patrones anteriores y la distancia real conocida que abarcan dichos píxeles la cual puede obtenerse precisamente con los patrones anteriormente mencionados. En primer lugar se capturaron las imágenes de los radios de las probetas. Después se abrieron esas imágenes con el programa IMAGE- J y se dibujaron una serie de puntos que se adaptasen al radio de la entalla de la probeta, posteriormente se aproximaron esos puntos mediante una circunferencia utilizando la



orden del programa **fit circle**. El radio de este círculo se tomó como radio de entalla buscado. El proceso queda reflejado en las figuras 2.6 y 2.7.

Figura 2.6 Imagen extraída del programa image J se ilustra cómo se obtiene el ajuste de la entalla a un círculo de la muestra 5.

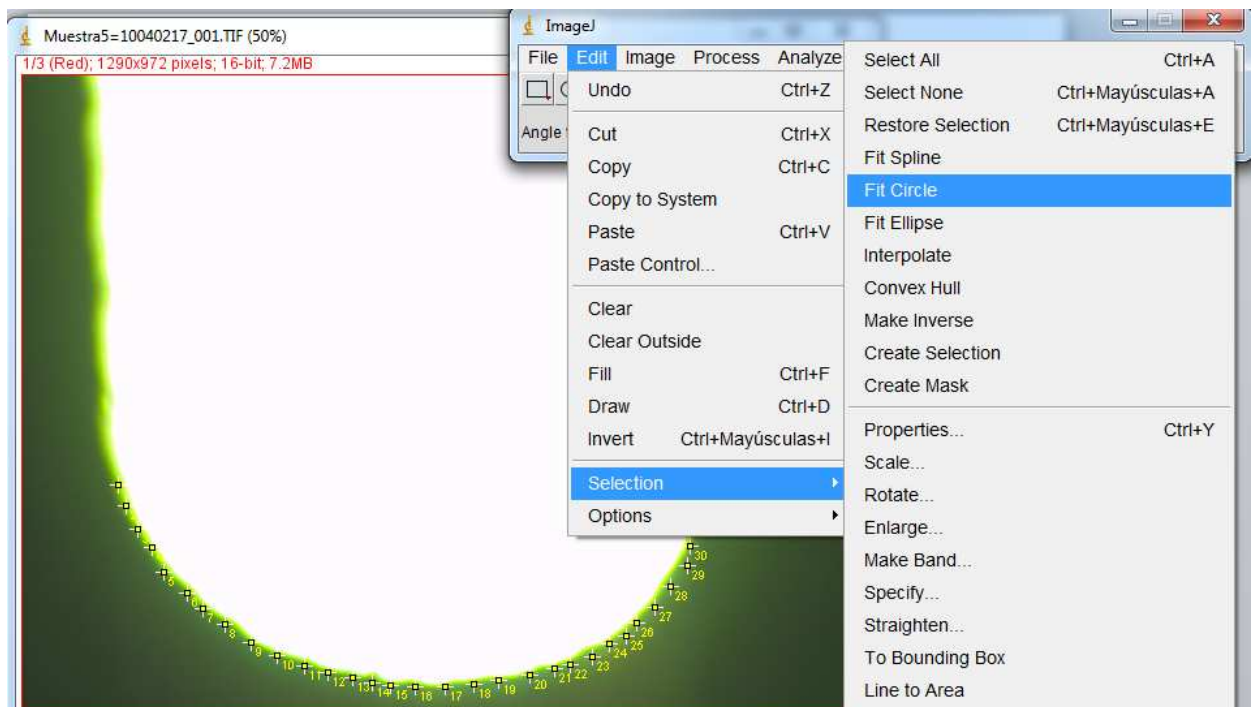
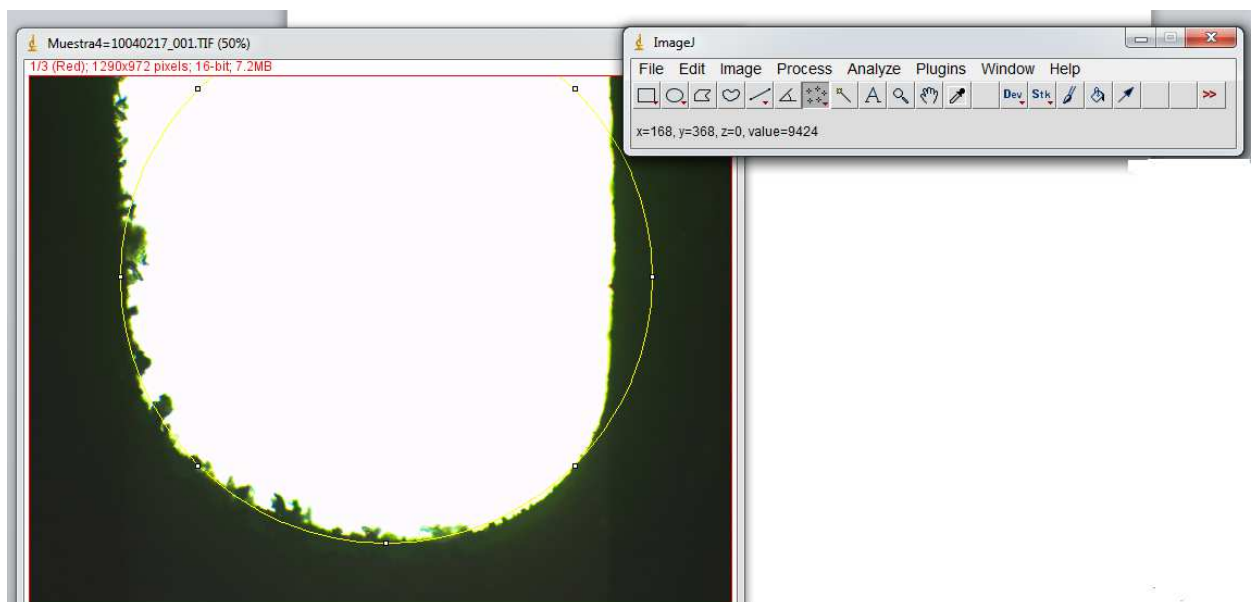


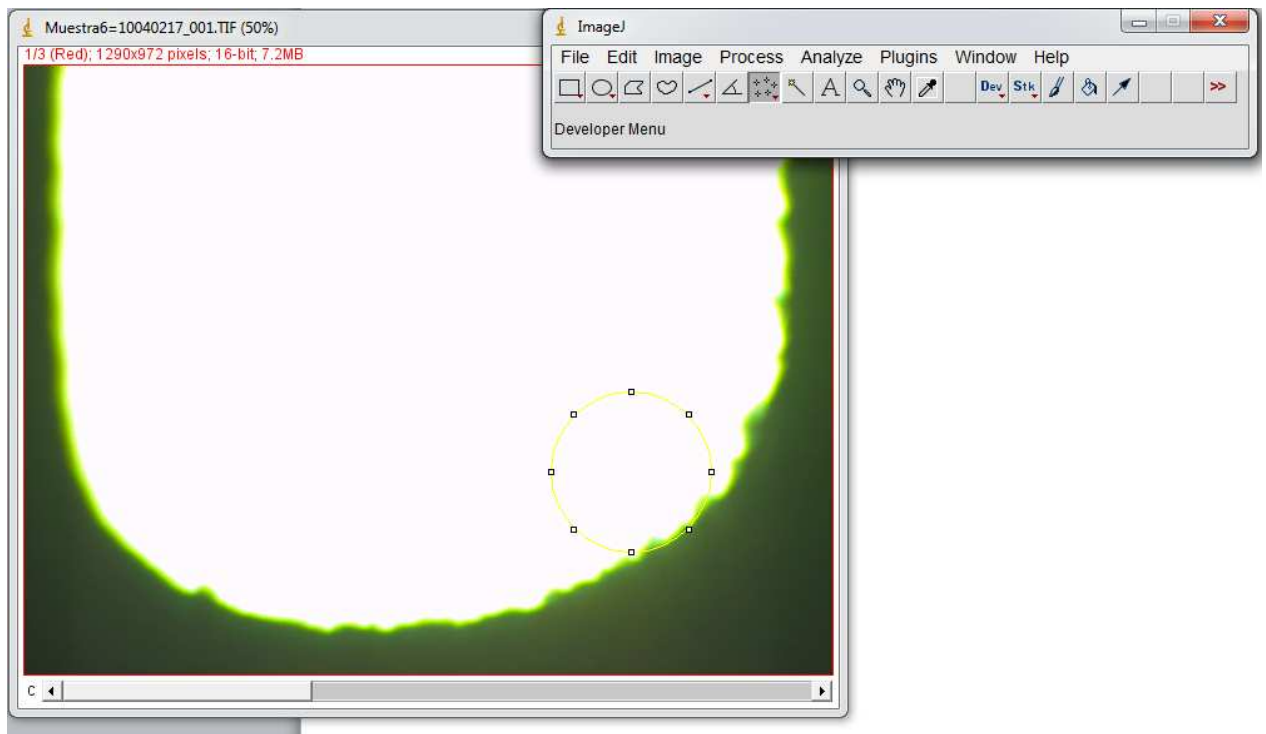
Figura 2.7 Imagen del Image-J en el que se muestra el ajuste ya hecho de la entalla a una circunferencia de la muestra 4.





Por otro lado también se midió el radio mínimo que podía albergar el radio nominal para saber si existía alguna relación entre el radio mínimo y la carga máxima que podía soportar la probeta, ya que se supone que en los radios pequeños se produce una mayor concentración de tensiones. A modo de ejemplo en la figura 2.8 se puede ver el radio mínimo que se puede encontrar en la entalla de la probeta nº6.

Figura 2.8 Imagen del radio mínimo de la probeta nº6



En la tabla T.2.2 a se resumen todos los resultados obtenidos y en la tabla b la equivalencia entre píxeles y mm para ambos patrones.

Probeta nº	PATRON	Radio medio (Píxeles)				Radio mm	RADIO PROMEDIO	RADIO PEDIDO	Radio mínimo (Píxeles)				Radio mm
		X1	X2	φ	r				X1	X2	φ	r	
12	20	368	1012	644	322	0,14801536	0,162839879	0,15	466	734	268	134	0,06917922
14	20	274	982	708	354	0,16272496			408	576	168	84	0,07608084
13	20	324	1038	714	357	0,16410398			606	768	162	81	0,04181729
11	20	212	980	768	384	0,17651521			344	574	230	115	0,05937023
15	20	212	1108	896	448	0,20593441	0,214783157	0,2	324	646	322	161	0,07400768
16	20	248	1178	930	465	0,21374889			776	1068	292	146	0,06711255
9	20	140	1084	944	472	0,21696661			356	638	282	141	0,07279306
10	20	206	1174	968	484	0,22248271			490	744	254	127	0,06556538
18	10	292	950	658	329	0,29798329	0,31745636	0,3	430	732	302	151	0,13676437
20	10	416	1088	672	336	0,30432336			542	776	234	117	0,10596974
17	10	146	880	734	367	0,33240081			230	342	112	56	0,05072056
19	10	172	912	740	370	0,33511798			244	368	124	62	0,05615491
3	10	198	1098	900	450	0,40757593	0,437464827	0,4	198	570	372	186	0,16846472
4	10	168	1130	962	481	0,43565338			236	822	586	293	0,26537721
8	10	144	1136	992	496	0,44923924			318	592	274	137	0,12408423
5	10	110	1120	1010	505	0,45739076			162	660	498	249	0,22552535
7	10			1258	629	0,56970057	0,591324739	0,6	146	968	822	411	0,37225268
2	10			1272	636	0,57604064			108	626	518	259	0,23458259
1	10	12	1252	1327	663,5	0,60094806			136	546	410	205	0,18567348
6	10			1366	683	0,61860968			94	674	580	290	0,26266004

Tabla T 2.2 Resultados obtenidos de medición de radios con el programa Image J

	x1	x2	y1	y2	Píxeles	Milímetros
Patrón de 10	108	1212	154	140	1104,088765	1
Patrón de 20	30	1270	406	410	1240,006452	0,57



2.4 DESCRIPCIÓN DE LOS ÚTILES EMPLEADOS PARA EL ENSAYO.

Extensómetro

El extensómetro que se empleó para la medición de la abertura de fisura, fue de la marca EPSILON modelo MD2555, tipo 3541-005M250LT. Este extensómetro tiene una base de medida de $5+7/-1$ mm, con una precisión de 25 μ m. Las cuchillas tienen una medida de 35 mm. Se usó este extensómetro porque se adaptaba muy bien al mecanismo utilizado para aplicar la sollicitación de flexión. Para acoplar el extensómetro adecuadamente a las probetas, se adhirieron unas cuchillas perfectamente alineadas a la base de las probetas y guardando una equidistancia entre las mismas para que no hubiera errores en la medición y entre esas cuchillas se alojaba el extensómetro.

En las siguientes figuras 2.8 y 2.9 podemos ver el extensómetro colocado en la posición correcta para medir la abertura de fisura que experimenta la probeta y las cuchillas en las cuales se coloca el extensómetro.

Figura 2.9 Extensómetro colocado en posición Para la medición de COD en el ensayo

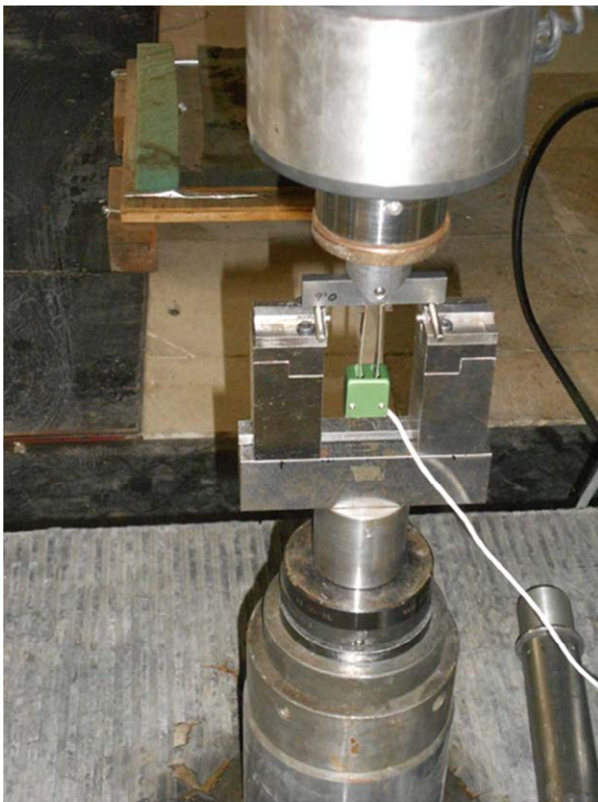


Figura 2.10 Cuchillas pegadas en la probeta para colocación extensómetro





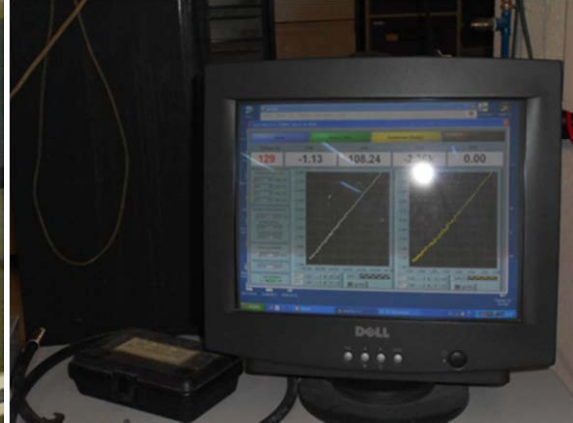
Máquina usada para ensayos de flexión

La máquina empleada para los ensayos fue una máquina hidráulica marca INSTRON modelo 1275. En las imágenes siguientes se ve la maquina anteriormente citada, así como el ordenador empleado para la adquisición de datos.

Figura 2.11 Maquina usada en el ensayo en la realización del mismo



Figura 2.12 Ordenador con el programa de toma de datos



Célula de carga

Se utilizó una célula de carga de la marca INSTRON 2518-101-25 KN. Los dos primeros números corresponden al modelo y el último al rango de medida. Esta célula de carga puede trabajar tanto en régimen estático como en dinámico y tiene una precisión de medida de $\pm 0,125$ KN.

2.5 PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

En primer lugar se calibró manualmente el extensómetro para tener la certeza de que los resultados fueran correctos. Para ello se empleó un calibrador sabiendo que cada vuelta del mismo correspondía a 0,5 mm. En segundo lugar se decidió que tipo de control que se iba a hacer: control en desplazamientos o control en abertura de fisura (CMOD). El control que se quería realizar en un principio era control en CMOD, ya que facilita la realización de ensayos más estables. Sin embargo, tras varios intentos no se



pudo conseguir por un problema de resonancia entre la máquina y el extensómetro haciendo el ensayo inestable y llevando al límite el extensómetro. Por ello, se optó finalmente por el control en desplazamiento. El problema que existe, en este tipo de control es la obtención de datos incorrectos en la rama de descarga, puesto que cabría la posibilidad de que en la toma de datos, los valores del desplazamiento no fuesen monótonamente crecientes, pasándose, a los valores bajos de la rama de descarga sin pasar por ningún valor intermedio, teniendo dicha rama la forma de una línea recta vertical, siendo esto incorrecto e indicando que el ensayo sería inestable. En nuestro caso en ninguna de las probetas se observó dicho comportamiento.

La velocidad de deformación que se ha considerado para el control del ensayo es la siguiente:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = 0,05 \text{ s}^{-1}$$

El último ajuste antes de comenzar con el ensayo son los factores que hay que introducir en el programa de toma de datos, para que los resultados que se obtengan tengan las unidades correctas. Dichos factores expresan las unidades a medir por cada voltio de entrada.

En el programa de toma de datos hay cuatro canales de medida, de los cuales sólo se utilizaron 3. El primer canal (CH0) es el que mide la carga en KN, la máxima carga que puede medir la cédula de carga son 25 KN para diez voltios, por lo que el factor usado son 2,5 KN/V. El segundo canal (CH1) mide lo que se desplaza el pistón en mm. Puesto que lo máximo que se puede desplazar son 20 mm para diez voltios, el factor empleado fue 2 mm/V. Por último el tercer canal (CH2), nos muestra lo que mide el extensómetro en micras de milímetro, el máximo valor que puede medir son 7000 para 10 voltios, siendo el factor de escala 700 μ /V.

Preparada la máquina y el programa de toma de datos se montó el dispositivo usado para transmitir la flexión. Consiste en una pieza metálica en U en la que se coloca la probeta sobre unos rodillos metálicos en este caso de diámetro 5 mm, distanciados ambos a 64 mm entre sus ejes. El extensómetro se colocó en el hueco disponible para ello entre las cuchillas antes mencionadas. Durante el ensayo el pistón fue desplazando la probeta en sentido ascendente, siendo el rodillo superior (inmóvil) el que transmitió la carga a la probeta, hasta que se produce la rotura. Cada ensayo tuvo una duración aproximada de una media hora. La figura 2.12 es un esquema del procedimiento de ensayo y la figura 2.13 corresponde al mismo esquema esta vez acotado.



Figura 2.13 Esquema seguido en el ensayo

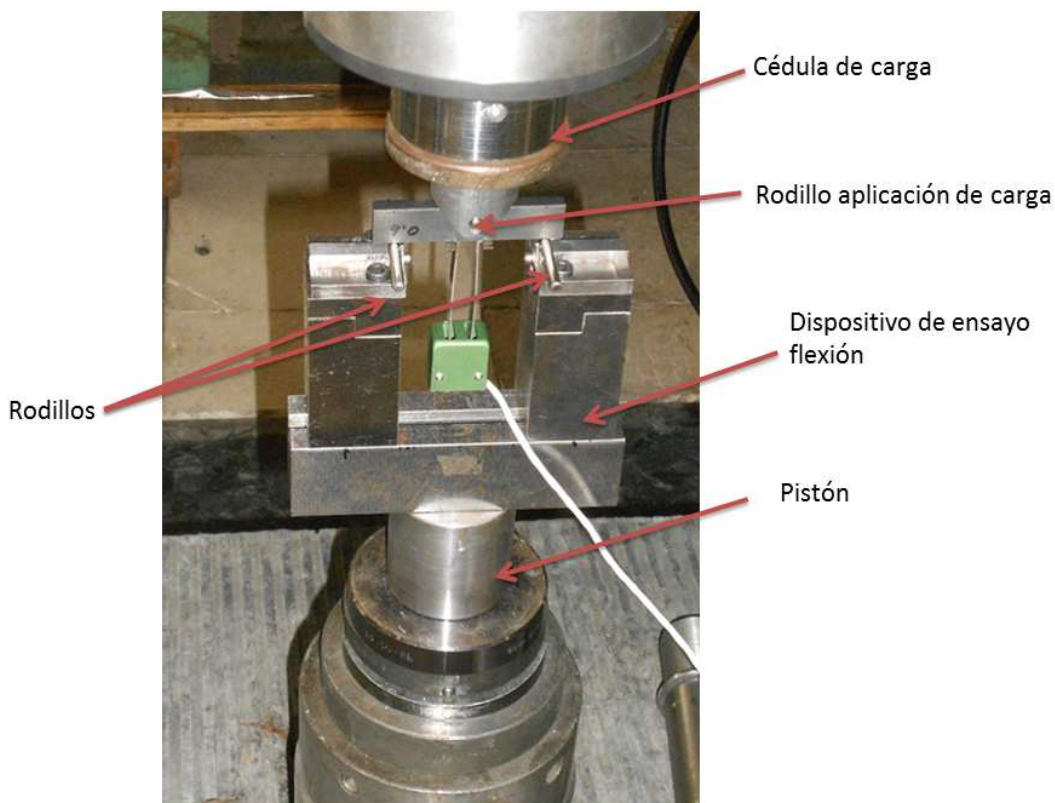
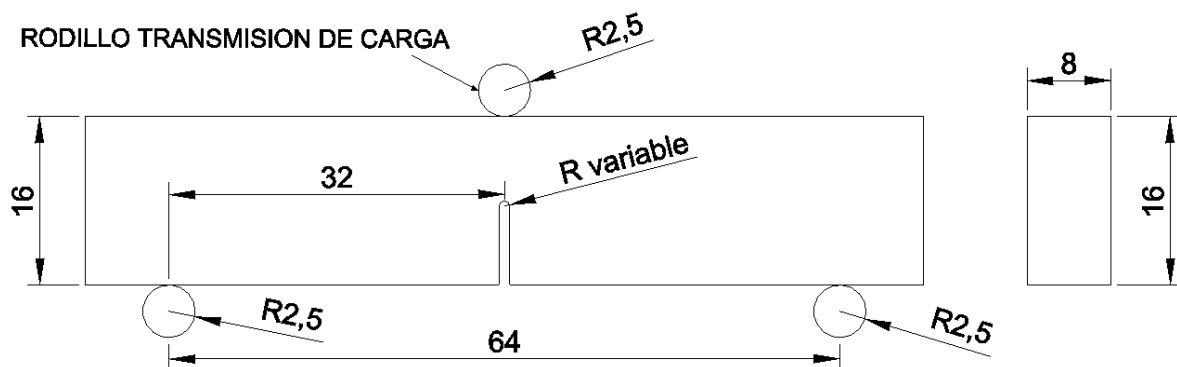


Figura 2.14 Esquema acotado procedimiento de ensayo



Para finalizar con el procedimiento de ensayo a continuación se expone en el esquema E2.1 las instrucciones seguidas para la realización de los ensayos.

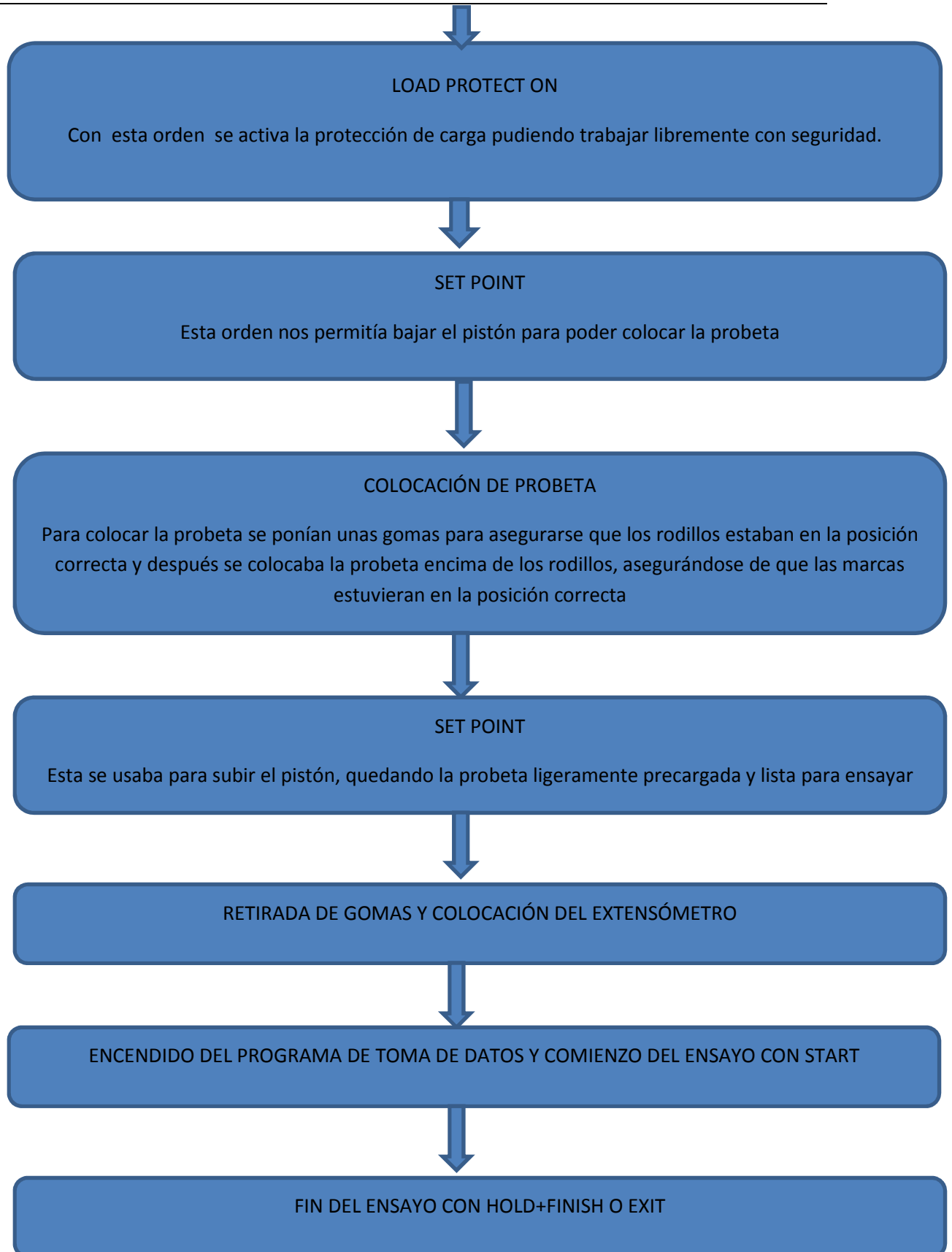
Esquema E 2.1 fases seguidas en la ejecución de los ensayos de las 20 probetas.

MARCAJE DE LAS PROBETAS Y PEGADO DE LAS CUCHILLAS

Con un rotulador permanente se marcaban 32 mm del eje del radio de la entalla a cada lado y por ambas caras



INFLUENCIA DEL RADIO EN ENTALLAS EN U SOMETIDAS A FLEXIÓN EN TRES
PUNTOS EN LA FUNDICIÓN GG-25





2.6 RESULTADOS

En este apartado se recogen los resultados más importantes obtenidos de los ensayos experimentales y las conclusiones que se pueden extraer de los mismos.

2.6.1 Introducción a la representación de datos

Para poder representar correctamente los datos, se realizó una pre representación que sirvió para ajustar las curvas de carga-abertura de fisura y carga-desplazamiento. Este ajuste se hizo para que las curvas partieran de 0 y llegaran a cero, como debería ocurrir realmente. Si observamos directamente los datos que se obtienen en el canal 0 son negativos debido a que las dimensiones de la probeta son muy pequeñas y la cédula de carga usada puede transmitir hasta una carga de 25 KN por lo que el tren de cargas aplicado estaría en tracción.

Ante la dispersión encontrada en los datos obtenidos, se ha comprobado estadísticamente que los datos estuvieran dentro del rango aceptable, para ello se halló la media, la desviación típica y el error cuadrático medio al 99% de cada grupo de cuatro probetas que pertenecen al mismo radio. El error cuadrático medio al 99% nos permite asegurar que el verdadero valor tiene un 99 % de probabilidad de estar en ese intervalo.

F 2.1 Media

$$\bar{x} = \sum_{i=1}^n \frac{X_i}{n}$$

F 2.2 Desviación típica

$$\sigma_{n-1} = \left[\frac{\sum_{i=1}^n (\bar{x} - x_i)^2}{n(n-1)} \right]^{1/2}$$

F 2.3 Error cuadrático medio de la media

$$\sigma_{\bar{x}} = \frac{\sigma_{n-1}}{\sqrt{n}}$$

$$\sigma_{\bar{x}} = \bar{x} - 3\sigma_{\bar{x}} \text{ y } \bar{x} + 3\sigma_{\bar{x}}$$

Una vez representadas correctamente las curvas se extrajeron los datos de carga máxima alcanzada por cada una de las probetas, así como la energía disponible para la fractura (R).

Para el cálculo de R se ha escogido el radio menor ya que para poder aplicar el teorema de la fisura cohesiva es necesaria la realización de una entalla lo más fina posible con el fin de garantizar que en la punta de la entalla sólo se genera una única



fisura. Para su cálculo se obtiene el área debajo de la curva carga-desplazamiento mediante su integración en Excel y se divide por el área de ligamento sano.

En las tablas T 2.3 y T 2.4 se recogen los datos estadísticos obtenidos tanto para los resultados de carga máxima, como de R.



Datos obtenidos en los ensayos							Datos estadísticos al 99%			
PROBETA nº	Colada	Radio taller (mm)	Radio medio (mm)	Carga Máx. KN	Radio mínimo Mm	Carga Max Media (KN)	Desviación típica (KN)	Error cuadrático (KN)	Intervalo Inferior (KN)	Intervalo Superior (KN)
12	1	0,15	0,148015359	1,84341426	0,06917922	1,8321838	0,087202106	0,04360105	1,70138064	1,96298696
14	1		0,16272496	1,95129394	0,076080839					
13	2		0,164103985	1,76544185	0,04181729					
11	2	0,2	0,176515211	1,76858516	0,059370226	1,96242141	0,086359272	0,04317964	1,8328825	2,09196032
15	2		0,205934412	1,88848881	0,074007679					
16	2		0,213748888	2,08178706	0,067112554					
9	1		0,216966613	1,96823122	0,07279306					
10	1		0,222482713	1,91117855	0,065565381					
18	2	0,3	0,297983288	2,0485764	0,136764366	1,77187159	0,2779152	0,1389576	1,35499879	2,18874439
20	1		0,304323358	1,41825108	0,105969741					
17	2		0,33240081	1,92681881	0,05072056					
19	1		0,335117983	1,69384008	0,056154905					
3	2	0,4	0,407575925	2,19311527	0,168464716	1,87483789	0,235064777	0,11753239	1,52224072	2,22743505
4	1		0,435653378	1,68907927	0,265377214					
8	1		0,449239242	1,91148375	0,124084226					
5	2		0,457390761	1,70567326	0,225525345					
7	2	0,6	0,569700571	2,00559232	0,372252679	2,14973641	0,139009872	0,06950494	1,9412216	2,35825122
2	1		0,576040641	2,16964718	0,234582588					
1	2		0,600948059	2,33243565	0,185673477					
6	1		0,618609682	2,09127048	0,262660041					

Tabla 2.3 Resultados estadísticos de las probetas según carga máxima

**Tabla 2.4 Resultados estadísticos de las probetas según R**

Datos obtenidos gráficamente							Datos estadísticos			Intervalo del 99%	
Probeta nº	Colada	Radio taller (mm)	Radio Medio (mm)	Área bajo curva (KNmm ²)	Área Probeta (m ²)	R N/m	Media R N/m	Desviación Típica N/m	Error Cuadrático N/m	Intervalo Inferior N/m	Intervalo Superior N/m
12	1	0,15	0,148015359	0,550832176	0,000064	8606,75275	6189,71618	1218,65347	609,326735	4361,73597	8017,69639
14	1		0,16272496	0,394196723	0,000064	6159,3238					
13	2		0,164103985	0,384936386	0,000064	6014,63103					
11	2		0,176515211	0,409292397	0,000064	6395,1937					

De la tabla 2.3 se deduce que todos los valores obtenidos experimentalmente son válidos estadísticamente. Esto es debido al amplio intervalo que existe entre el valor más pequeño y el valor mayor de cada grupo de cuatro probetas. Este resultado muestra que el material posee mucha dispersión experimental.

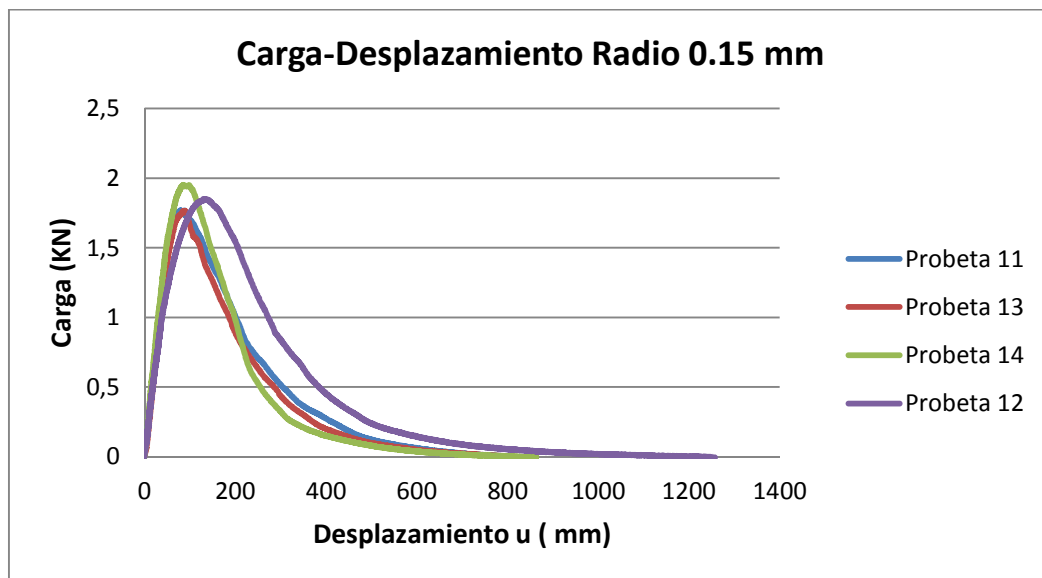
Sin embargo, según la tabla 2.4 no son válidos todos los valores para R, siendo descartada la probeta nº 12, esto podría ser debido a que fue la primera probeta que se ensayó y se tuvo que parar el ensayo un par de veces.



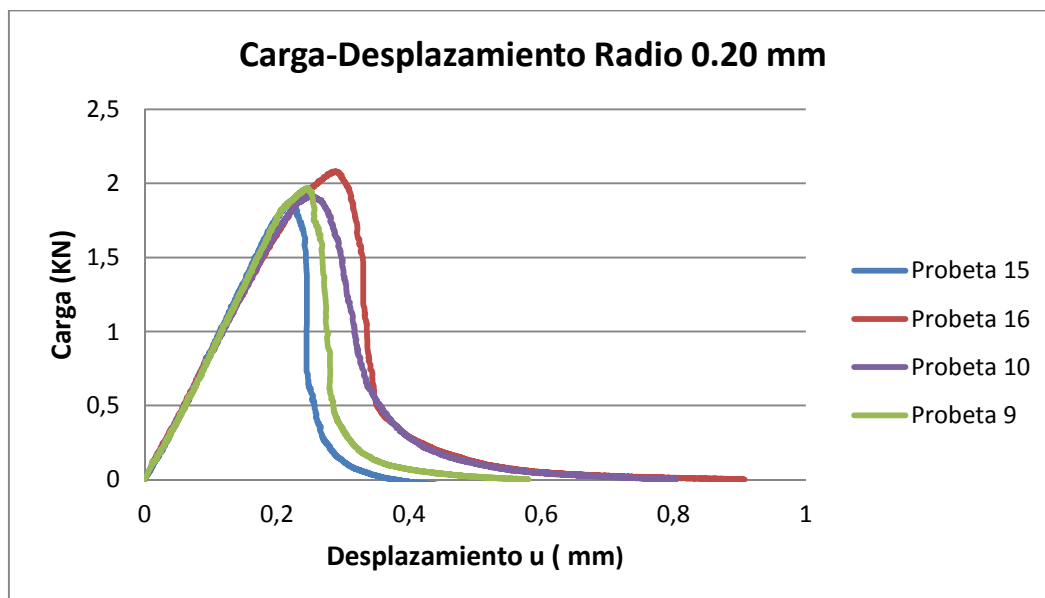
2.6.2 Curvas Carga-Desplazamiento

En este apartado se recopilan todas las curvas carga-desplazamiento agrupadas según radios nominales.

Gráfica G.2.1 Carga-Desplazamiento Radio 0.15 mm

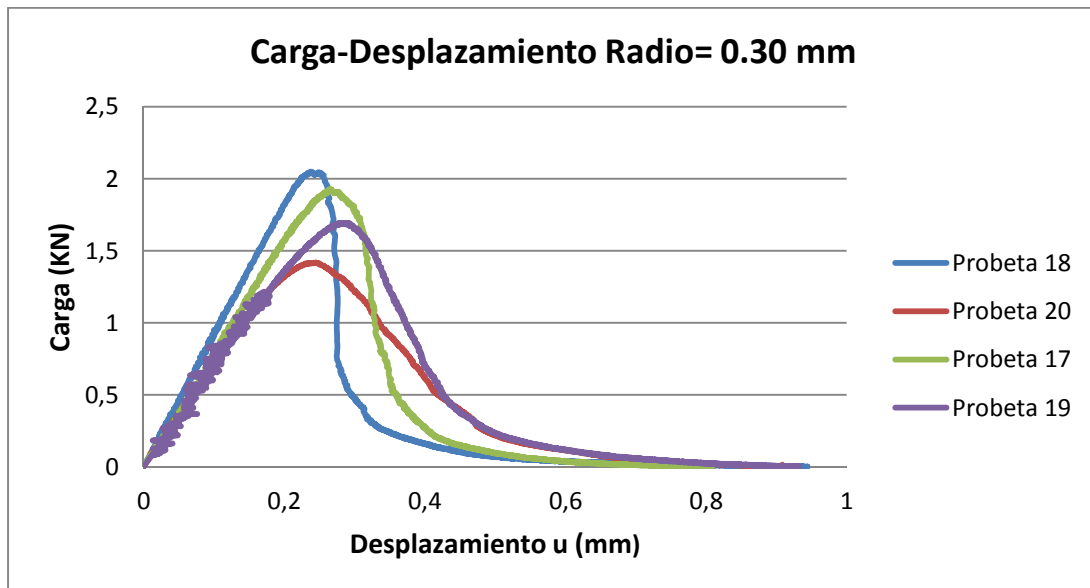


Gráfica G.2.2 Carga-Desplazamiento Radio 0.20 mm

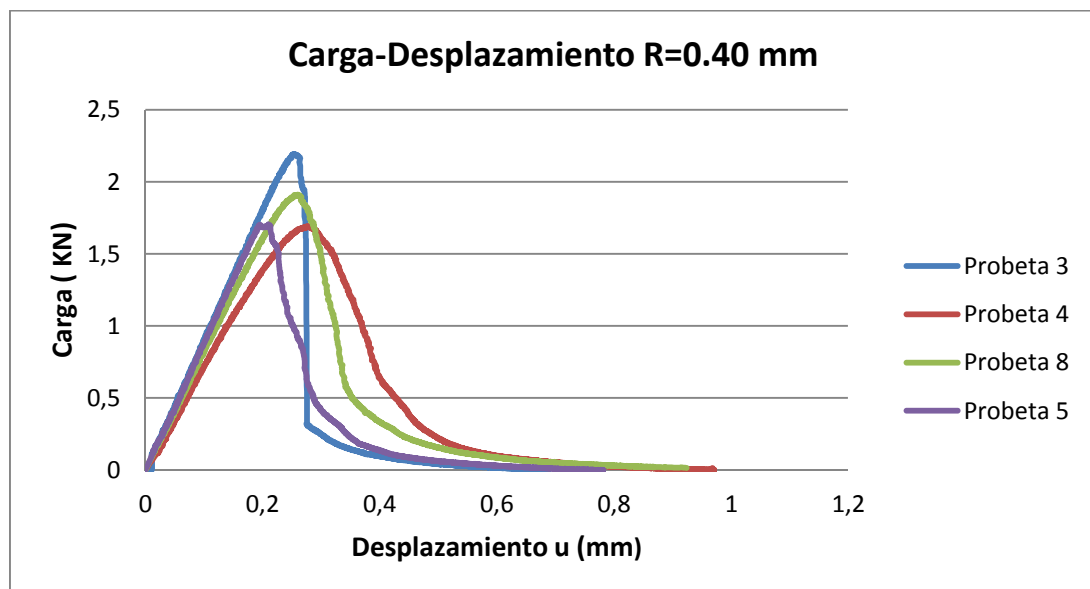




Gráfica G.2.3 Carga-Desplazamiento Radio 0.30 mm

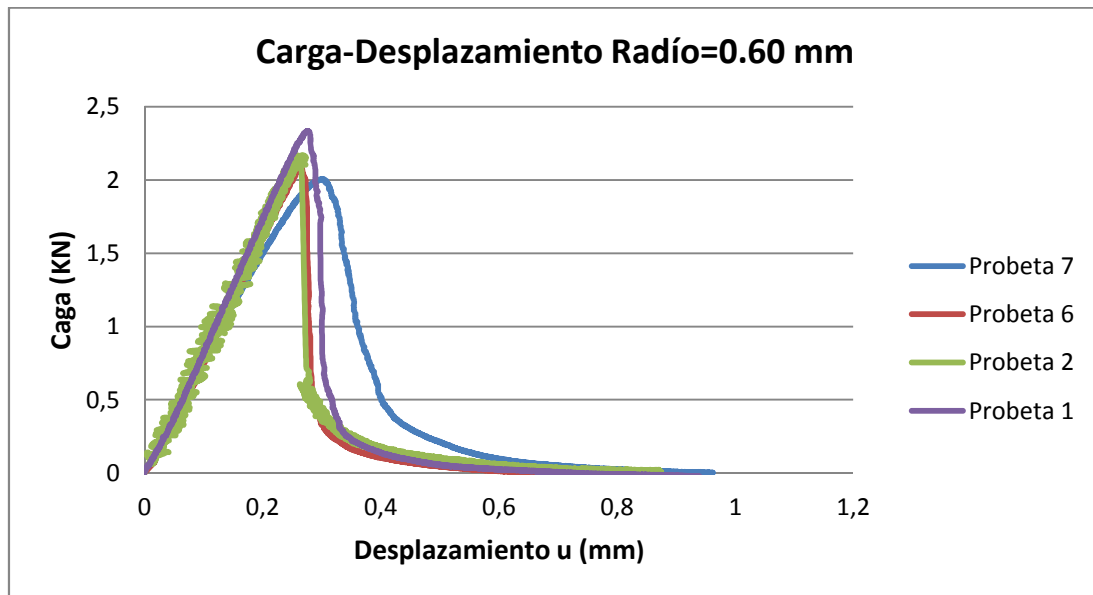


Gráfica G.2.4 Carga-Desplazamiento Radio 0.40 mm





Gráfica G.2.5 Carga-Desplazamiento Radio 0.60 mm

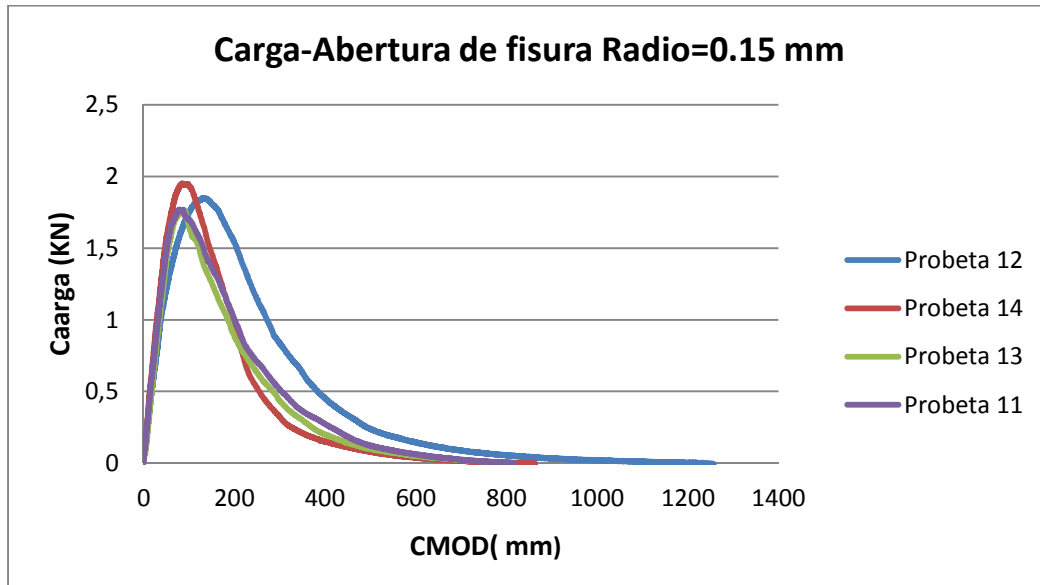


En la gráfica 2.1, 2.5 que son las probetas de radio menor 0.15 mm y radio mayor 0.6 mm se observa que las gráficas son iguales 2 a 2, si se revisa a que colada pertenecen se comprueba que las curvas que son parecidas pertenecen a la misma colada. Esto no ocurre con el resto de radios en los que se podría pensar que dependen, como se ha dicho en la caracterización del material (Apartado 2.2), de la orientación y de la cantidad de láminas de grafito, mas adelante profundizaremos más en el tema.

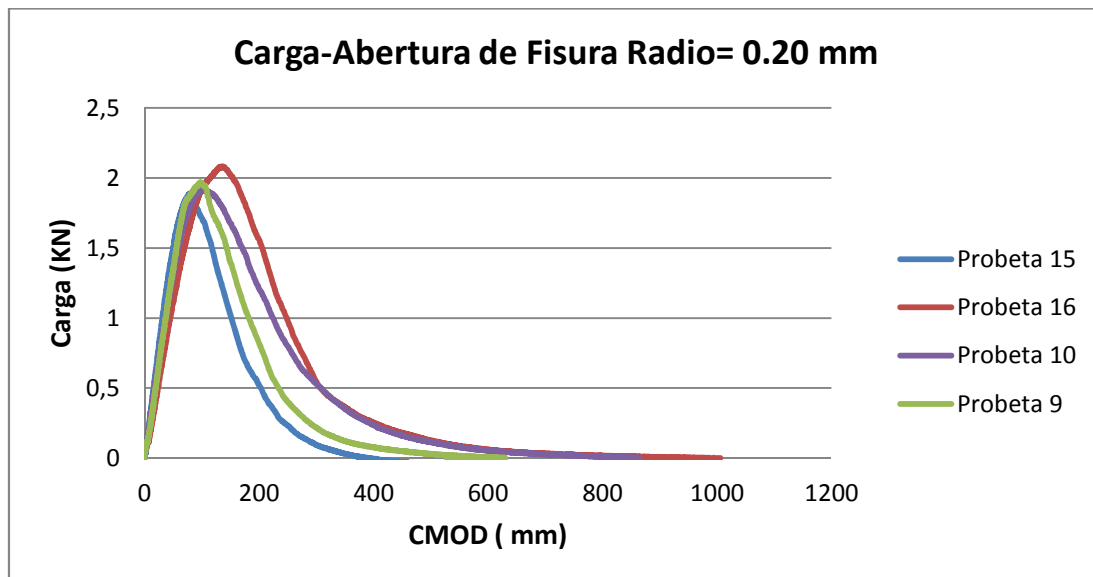


2.6.3 Curva Carga-Abertura de fisura

Gráfica G.2.6 Carga-Abertura de Fisura 0.15 mm

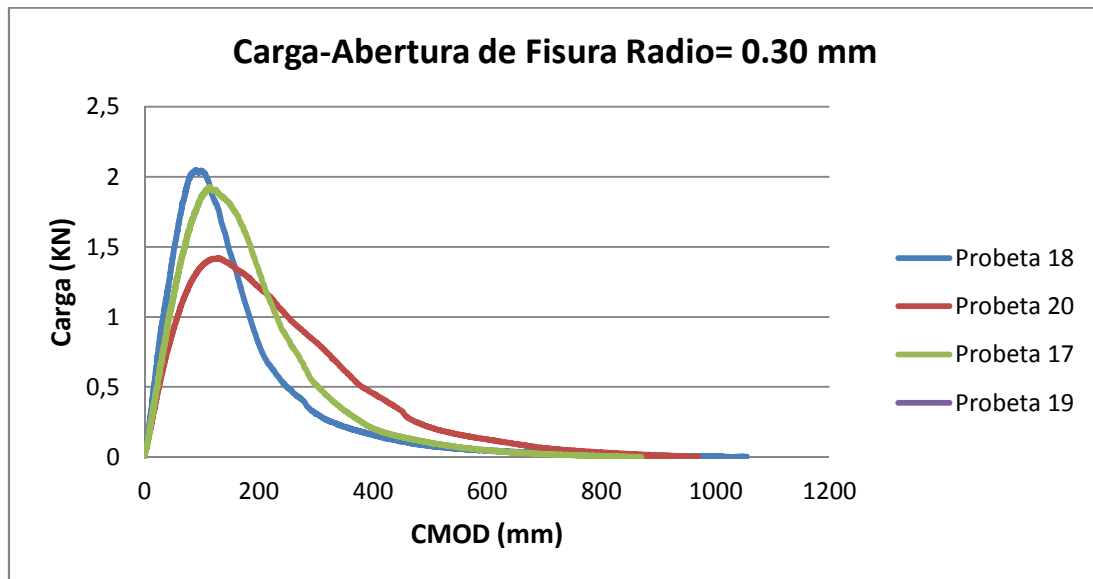


Gráfica G.2.7 Carga-Abertura de Fisura 0.20 mm

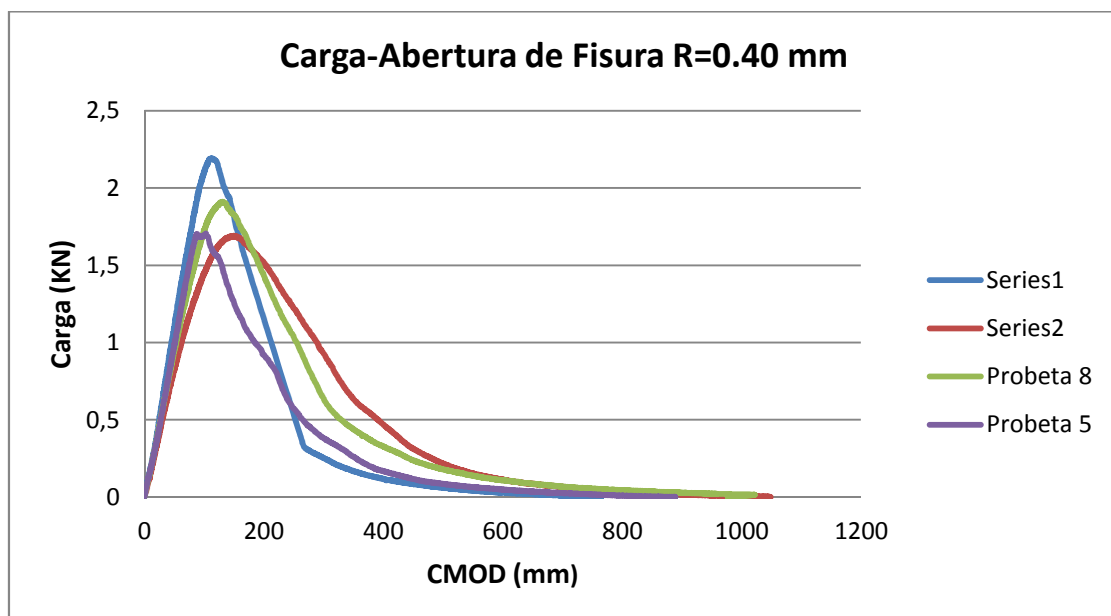




Gráfica G.2.8 Carga-Abertura de Fisura 0.30 mm

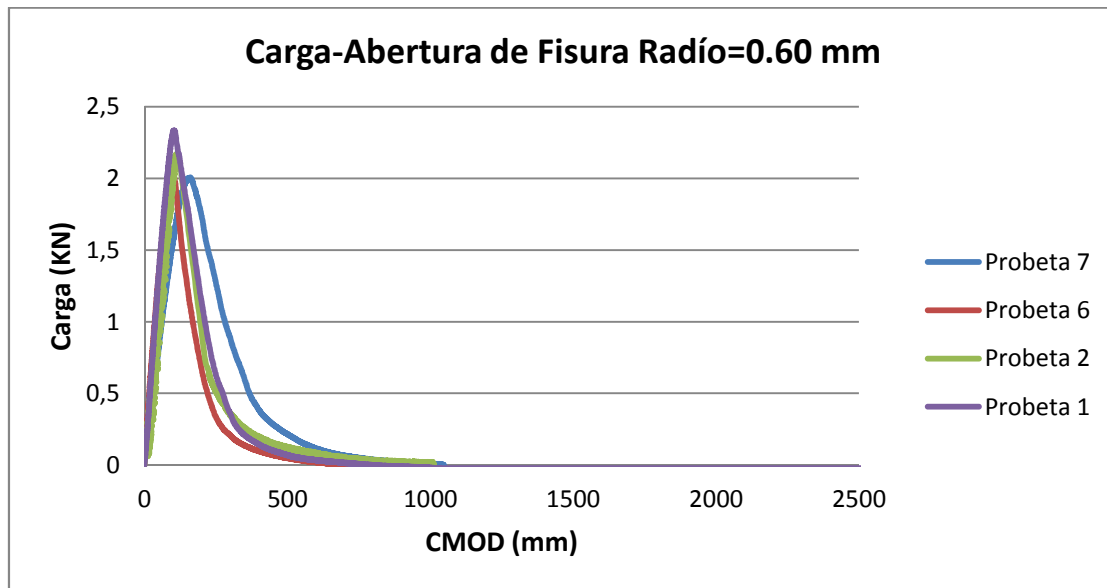


Gráfica G.2.9 Carga-Abertura de Fisura 0.40 mm





Gráfica G.2.10 Carga-Abertura de Fisura 0.60 mm



En este caso se observa en la gráfica G.2.10 que para radios de 0.60 mm la curva carga-abertura de fisura es bastante parecida independientemente de la colada. En el resto de los casos vuelve a pasar lo mismo que en el caso anterior.

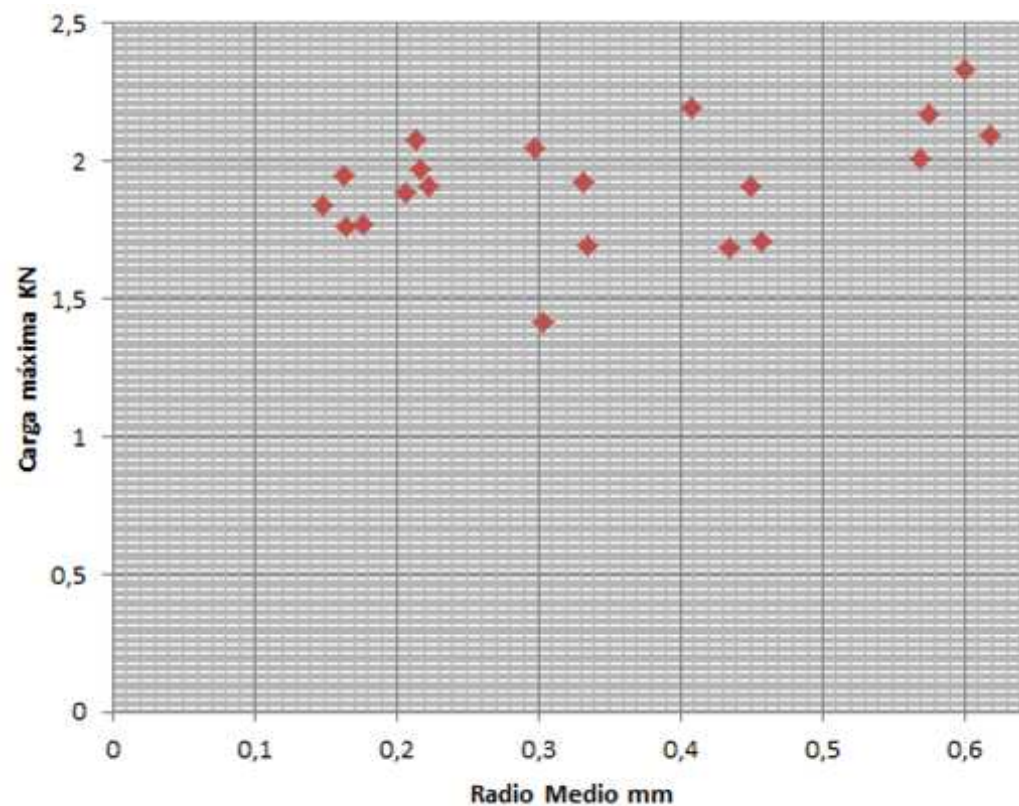


2.6.4 Carga Máxima-Radio Medio

En la tabla 2.5 y en la gráfica G.2.11 se muestran las cargas máximas, frente a radio medio de cada una de las probetas.

PROBETA nº	COLADA	Radio taller (mm)	Carga Máx KN	Radio medio mm
12	1	0,15	1,843414258	0,148015359
14	1		1,951293937	0,16272496
13	2		1,765441852	0,164103985
11	2		1,768585163	0,176515211
15	2	0,2	1,888488811	0,205934412
16	2		2,08178706	0,213748888
9	1		1,968231215	0,216966613
10	1		1,911178554	0,222482713
18	2	0,3	2,048576397	0,297983288
20	1		1,418251079	0,304323358
17	2		1,926818811	0,33240081
19	1		1,693840076	0,335117983
3	2	0,4	2,193115271	0,407575925
4	1		1,68907927	0,435653378
8	1		1,911483749	0,449239242
5	2		1,705673258	0,457390761
7	2	0,6	2,005592324	0,569700571
2	1		2,169647178	0,576040641
1	2		2,33243565	0,600948059
6	1		2,091270483	0,618609682

Tabla 2.5 Carga Máxima-Radio Medio



Gráfica G. 2.11 Carga Máxima-Radio Medio



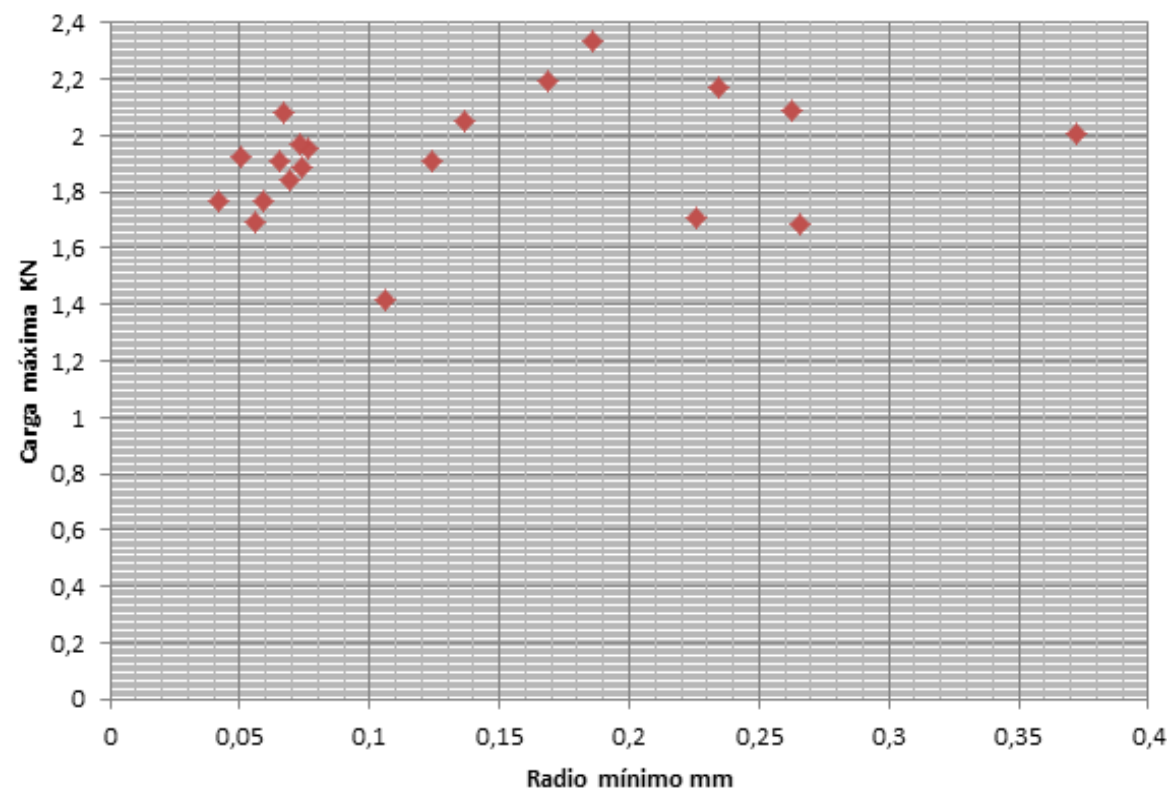
2.6.5 Carga Máxima-Radio Mínimo

En la tabla 2.6 y en la gráfica G.12 se muestran las cargas máximas, frente a radio mínimo de cada una de las probetas.

PROBETA nº	COLADA	Radio taller (mm)	Radio minimo	Carga Máx
			mm	KN
12	1	0,15	0,06917922	1,843414258
14	1		0,076080839	1,951293937
13	2		0,04181729	1,765441852
11	2		0,059370226	1,768585163
15	2	0,2	0,074007679	1,888488811
16	2		0,067112554	2,08178706
9	1		0,07279306	1,968231215
10	1		0,065565381	1,911178554
18	2	0,3	0,136764366	2,048576397
20	1		0,105969741	1,418251079
17	2		0,05072056	1,926818811
19	1		0,056154905	1,693840076
3	2	0,4	0,168464716	2,193115271
4	1		0,265377214	1,68907927
8	1		0,124084226	1,911483749
5	2		0,225525345	1,705673258
7	2	0,6	0,372252679	2,005592324
2	1		0,234582588	2,169647178
1	2		0,185673477	2,33243565
6	1		0,262660041	2,091270483

Tabla 2.6 Carga Máxima-Radio Mínimo

Gráfica G.2.12 Carga Máxima-Radio Mínimo





De la gráfica G.2.11 a grandes rasgos se podría decir aparentemente que a mayor radio medio, mayor carga, coincidente con los datos obtenidos anteriormente en este mismo ensayo pero en PMMA , cuyos resultados se pueden leer en [7] y distinto a los obtenidos en el proyecto [11], cuyo análisis de causas se analizará en el apartado 4 de este proyecto. En radios intermedios existe una mayor dispersión de resultados.

Sin embargo en la figura G.2.12 se ve claramente que no existe ninguna relación entre el radio mínimo que podemos encontrar dentro del radio medio y la carga máxima que soporta, siendo más influyente el radio medio, al contrario de lo que se podía pensar.

En el apartado 3 de este trabajo fin de master, mediante simulación numérica, se comprobará si como se piensa en un principio a mayor radio se obtiene mayor carga, como se deduce de forma general en este apartado o cual es la influencia real del radio de la entalla en la carga máxima que soporta .



CAPÍTULO 3

ANÁLISIS NUMÉRICO

3.1 INTRODUCCIÓN

En este apartado se pretende la consecución de dos objetivos:

En primer lugar la comprobación de que la subrutina implementada para [16], basada en la teoría de la fisura cohesiva que como se ha mencionado anteriormente funciona perfectamente para distintos materiales y distintos modos de carga en régimen elástico y lineal, es válida también para el caso de la fundición gris GG-25 al tratarse de un material no lineal y con cierta ductilidad.

En segundo lugar, realizar un análisis de los resultados experimentales: un análisis de los resultados numéricos posibilita profundizar en el comportamiento mecánico de las probetas ensayadas, ya que la simulación numérica permite analizar parámetros tales como los campos de tensiones, la propagación de fisura...etc.

3.2 SOFTWARE

Las simulaciones numéricas de han realizado mediante el programa comercial de elementos finitos LS-DYNA 971. Se trata de un programa de elementos finitos con integración temporal explícita ampliamente utilizado para la simulación de problemas dinámicos, tales como impactos y explosiones. Por ello, para elaborar los *inputs* se ha recurrido al programa LS-Prepost. Se trata de un programa de libre distribución que



prepara los inputs para LS-DYNA y, adicionalmente, procesa los resultados del análisis del LS-DYNA.

Como se ha mencionado previamente, el LS-DYNA 971 es un programa de elementos finitos capaz de simular problemas dinámicos muy complejos del mundo real. Se usa para la industria del automóvil, espacial, militar, construcción etc...Este programa funciona muy bien con distintos sistemas operativos, si bien las simulaciones que se presentan en este trabajo fin de máster se han realizado con sistema operativo Linux

Existen dos tipos de programas de elementos finitos, los explícitos y los implícitos. Los implícitos se basan en igualar el trabajo de las fuerzas externas a la energía interna por deformación. Este tipo de programas son especialmente indicados para la simulación de problemas estáticos, como las probetas objeto de este trabajo fin de máster. Sin embargo, en problemas con fuertes discontinuidades, como por ejemplo propagación de fisuras, suelen presentar problemas de convergencia, motivo por el cual se ha descartado su uso, optando por un programa con integración temporal explícita.

La gran ventaja de este programa, es que al basarse en un esquema de integración explícito, siempre se produce convergencia.

Sin embargo, los programas explícitos no están exentos de problemas. Entre los principales inconvenientes de este programa hay que destacar la necesidad de controlar las fuerzas de inercia, que provocarían que la carga que se le aplicara se incrementara. Esta inercia puede controlarse limitando la velocidad de aplicación de la carga de tal forma que la energía cinética sea siempre menor que la energía interna.

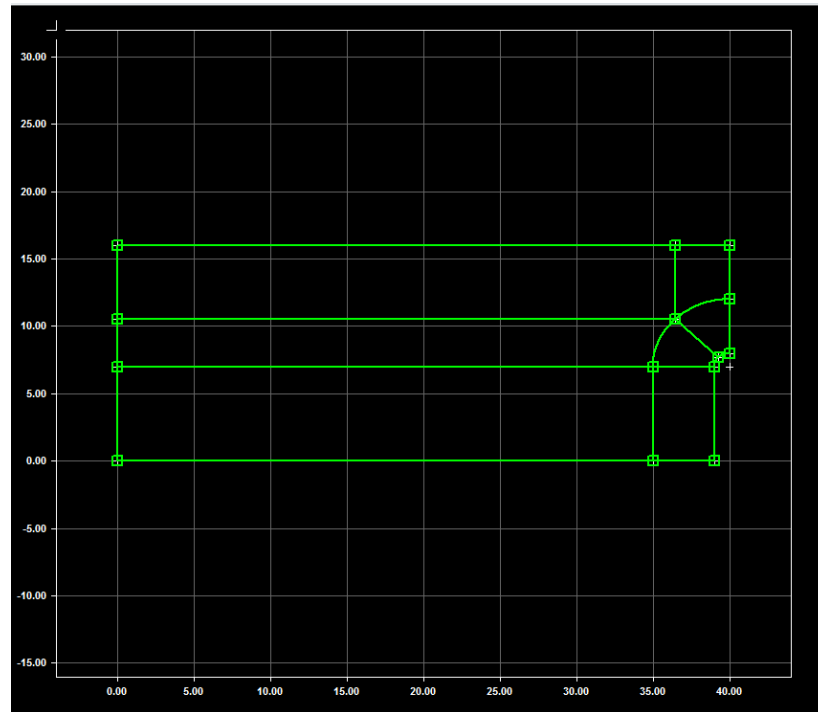
3.3 MALLAS

Cumpliendo con las dimensiones exteriores nominales de la figura 2.3, los radios elegidos para hacer las simulaciones fueron de 1 mm, 0.8 mm, 0.6 mm, 0.4 mm y 0.2 mm.

Para realizar las mallas se ha tenido en cuenta la simetría de las probetas, por lo que inicialmente sólo se malló la mitad de las probetas, duplicando después los elementos mediante reflexión de la malla (se trata de una funcionalidad del programa LS-Prepost). Para su realización se introdujeron en primer lugar las coordenadas de los puntos que conformaban las siete partes para que la discretización de las mallas fuera la adecuada y formaran regiones de 4 caras, con el fin de realizar una malla plana de elementos de cuatro caras. En la figura 3.1 se muestran las partes en las que se dividió la probeta.



Figura 3.1 Imagen del esquema de la malla antes de generar la misma sacada de la función
sketch de LS-PRE POST



Después de dividir la malla en siete partes se procedió a mallar cada una de las partes, realizando un mallado más fino en la punta de la entalla, al ser éste el lugar de mayor concentración de tensiones. A modo de ejemplo, las figuras 3.3 y 3.4 muestran un ejemplo de las mallas realizadas.



Figura 3.2 Imagen de una de las partes simétricas de la malla 1 mm

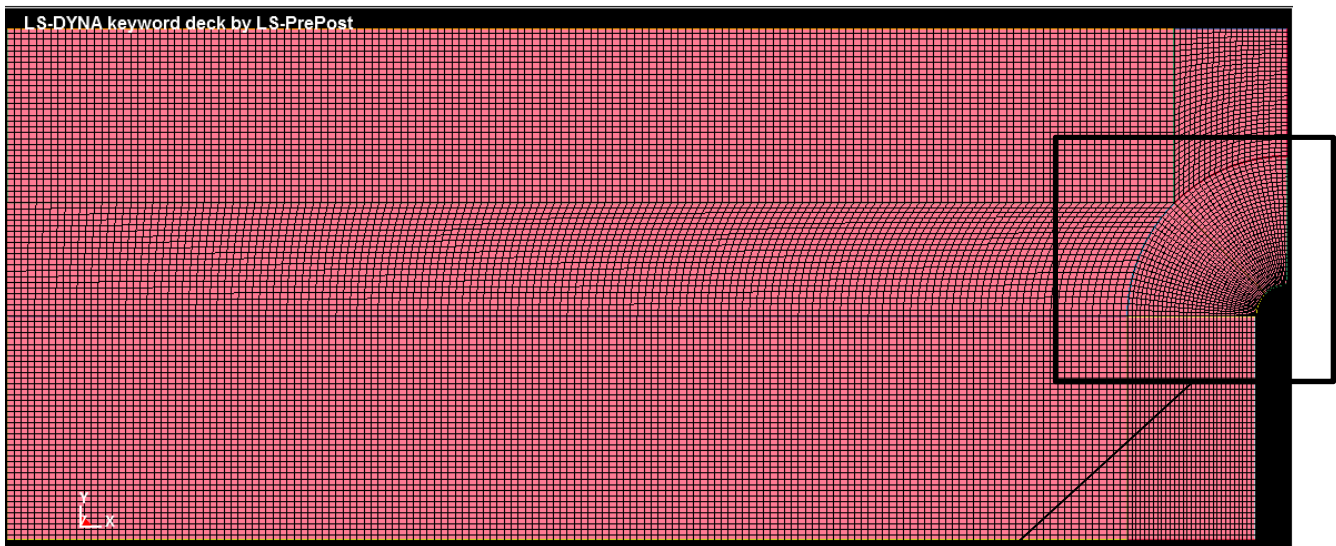
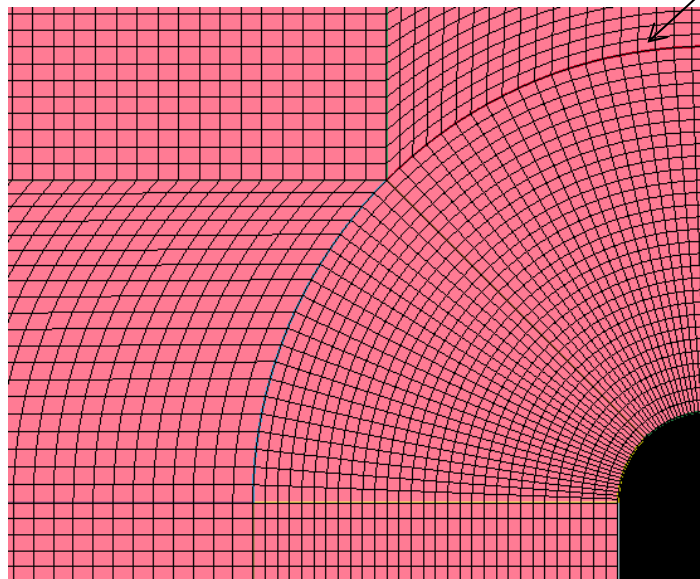


Figura 3.3 Zoom de la imagen anterior para mostrar el encaje entre las partes



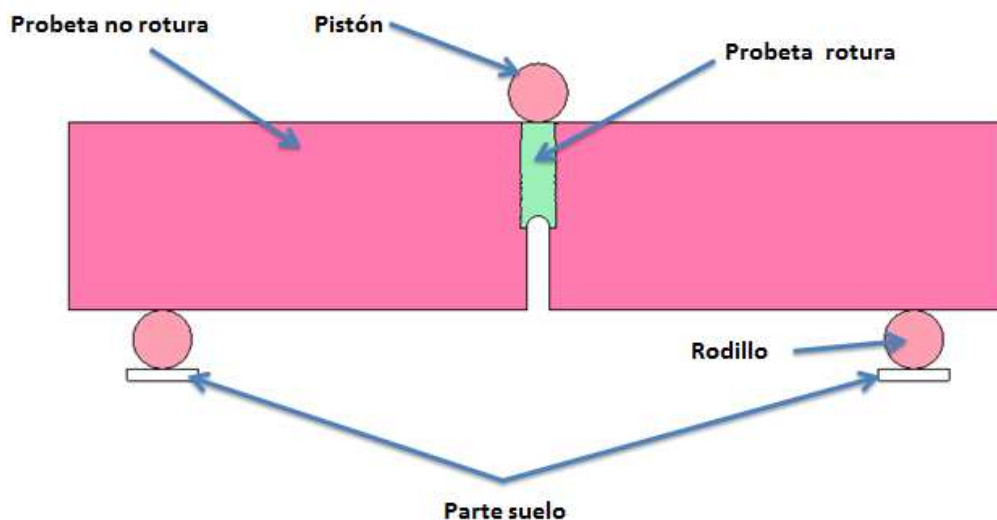
Como ya se ha mencionado previamente, generada esta malla, se realizó una reflexión de la misma. Una vez hecho esto, se hicieron los cilindros que simulaban los apoyos y el pistón, que introducía la carga en el ensayo, se generó también el suelo en el que se apoyaron los cilindros de apoyo (ver figura3.5). Finalmente, se le dio espesor al modelo por medio de una extrusión en el plano perpendicular al de la malla. Por último se impusieron las condiciones de contorno y se asignó el material. En cuanto a las condiciones de contorno comentar que el pistón de carga, sólo se puede mover en “y”, imponiendo un descenso “y”, la parte suelo no se puede mover ni en “x”, ni en “y”, y se introdujo la condición de deformación plana.



Las probetas reales están realizadas en el mismo material, por lo que obviamente toda la probeta simulada debería tener las mismas propiedades de material asignadas. Sin embargo, la subrutina de material con fisura embebida ralentiza los cálculos de forma apreciable, por lo que solamente se asignó material fisurable a una porción de probeta situada en la zona central de la misma alineada con la punta de la entalla (ver figura 3.5). Los detalles de este modelo de material se desarrollan en el apartado 3.4.2. del presente documento, y más extensamente en [17]

En la figura 3.4 se puede ver a modo de ejemplo la malla de 1 mm.

Figura 3.4 Ejemplo de malla 1 mm, lista para simulación con esquema de partes.



La estructura de malla anteriormente descrita, con probeta, apoyos y suelo, dio lugar a bastantes problemas derivados de la interacción (contacto) entre partes, por lo que al final se optó por una estructura más simplificada, eliminando el suelo y dejando los rodillos como apoyos con desplazamiento vertical impedido y con desplazamiento horizontal libre. Ello posibilitó, además, simplificar la geometría de los rodillos de apoyo, reduciéndose así el número de grados de libertad.

De esta forma, las mallas definitivas para hacer la simulación quedarían de la forma que se puede apreciar en la figura 3.5 y 3.6.



Figura 3.5 Ejemplo de malla 0.4 mm totalmente finalizada

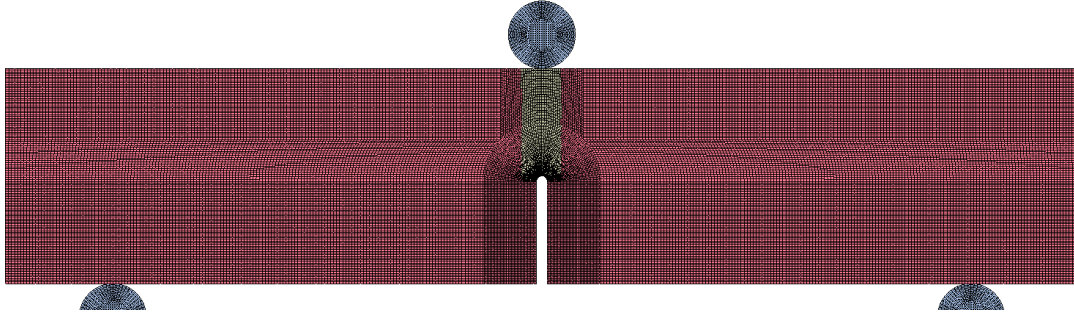
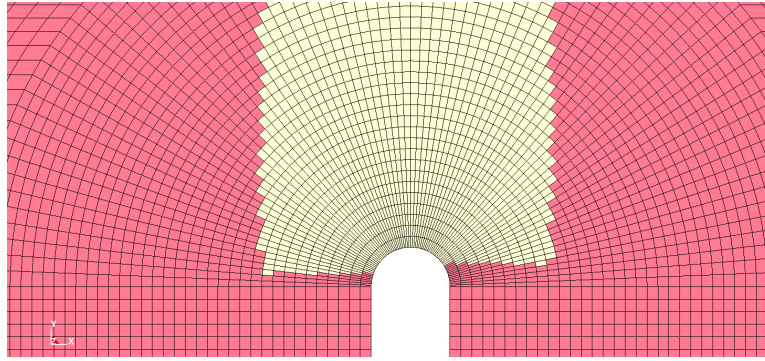


Figura 3.6 Zoom realizado a la zona central de la malla anterior



3.4 MODELO CONSTITUTIVO EMPLEADO PARA LA SIMULACIÓN

El modelo de material empleado en las simulaciones se basa en una combinación del modelo de fisura cohesiva [11], que determina el comportamiento del material en la zona de la fisura, una vez que se produce ésta, y un modelo de continuo de Hencky para el material del continuo.

3.4.1 Modelo constitutivo de Hencky

En 1924 Hencky propuso una teoría de deformaciones totales, independiente de las teorías de Prandtl (1924) y Reuss (1930). Coincidiendo esta teoría con la teoría de Prandtl-Reuss en los casos de carga proporcional. Un caso de carga proporcional sucede cuando las componentes del tensor de tensiones varían de forma proporcional:

$$\sigma_{ij} = \sigma a_{ij} \text{ [E.3.1]}$$

Partiendo de las ecuaciones de Prandtl Reuss y conocidas las variables ϵ_{ij} , σ_{ij} , $\bar{\epsilon}_p$, ϵ_{ij}^p y determinada la función $H(\bar{\epsilon}_p)$, dichas variables se relacionan de la siguiente forma en un proceso infinitesimal, siempre que estemos en caso plástico ($\bar{\sigma} = \sigma_y = H(\bar{\epsilon}_p)$) y no se produce descarga $d\bar{\sigma} \geq 0$ entonces:



$$d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p = \frac{1+\nu}{E} d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad [\text{E.3.2}]$$

$$\overline{d\sigma} = d\sigma_y = H'(\overline{\varepsilon}_p) d\overline{\varepsilon}_p \quad [\text{E.3.3}]$$

$$d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p = \frac{1+\nu}{E} d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad [\text{E.3.4}]$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\sigma'_{ij}}{\overline{\sigma}} d\overline{\varepsilon}_p \quad [\text{E.3.5}]$$

Donde $H'(\overline{\varepsilon}_p) = dH(\overline{\varepsilon}_p)/d\overline{\varepsilon}_p$

En caso de carga proporcional, integrando y operando las ecuaciones anteriores tenemos que:

$$\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad [\text{E.3.6}]$$

$$\overline{\sigma} = \sigma_y = H'(\overline{\varepsilon}_p) \quad [\text{E.3.7}]$$

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\sigma'_{ij}}{\overline{\sigma}} \overline{\varepsilon}_p \quad [\text{E.3.8}]$$

Las ecuaciones de Hencky se obtienen de las anteriores descomponiendo en primer lugar la ecuación 3.6 en su parte hidrostática y desviadora, siendo su resultado:

$$\varepsilon_{kk} = \frac{1-2\nu}{E} \sigma_{kk} = \frac{1}{3K} \sigma_{kk} \quad [\text{E.3.9}]$$

$$\varepsilon'_{ij} - \varepsilon_{ij}^p = \frac{1+\nu}{E} \sigma'_{ij} = \frac{1}{2G} \sigma'_{ij} \quad [\text{E.3.10}]$$

Donde ε'_{ij} es el tensor desviador de deformaciones, $K=E/(3(1-2\nu))$, módulo de compresibilidad y $G=E/(2(1+\nu))$, módulo de elasticidad transversal. Para obtener estas ecuaciones se ha tenido en cuenta que la traza del tensor de deformaciones es cero.

Una vez hecho esto se sustituye la ecuación E.3.8 en la ecuación E.3.10 para obtener el tensor desviador de deformaciones:

$$\varepsilon'_{ij} = \left(\frac{1}{2G} + \frac{3\overline{\varepsilon}_p}{2\overline{\sigma}} \right) \sigma'_{ij} \quad [\text{E.3.11}]$$

Se define la deformación total equivalente para eliminar la deformación plástica de la ecuación 3.11:

$$\overline{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon'_{ij} \varepsilon'_{ij}} \quad [\text{E.3.12}]$$

Quedando la misma:



$$\left(\frac{1}{2G} + \frac{3\bar{\varepsilon}_p}{2\bar{\sigma}}\right) = \frac{3\bar{\varepsilon}}{2\bar{\sigma}} \quad [\text{E.3.13}]$$

Esta ecuación muestra una relación entre $\bar{\varepsilon}_p$, $\bar{\sigma}$, $\bar{\varepsilon}$, por lo que se puede eliminar $\bar{\varepsilon}_p$, del criterio de plasticidad, expresando el criterio en función únicamente de $\bar{\varepsilon}$:

$$\bar{\sigma} = \sigma_y = \hat{H}(\bar{\varepsilon}) \quad [\text{E.3.14}]$$

Siendo $\hat{H}(\bar{\varepsilon})$ es una función que depende de $H(\bar{\varepsilon}_p)$, que es propiedad del material representando la dependencia del límite elástico con respecto a $\bar{\varepsilon}$.

Sustituyendo la ecuación 3.13 en 3.11 se obtiene una ecuación análoga a E.3.8

$$\varepsilon'_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad [\text{E.3.15}]$$

Concluyendo las ecuaciones del modelo de material de Hencky en deformaciones totales se reducen a tres grupos:

1. Relación E.3.9 entre las partes hidrostáticas de los tensores de tensión y deformación.
2. Relación E.3.14 entre la tensión y deformación equivalente.
3. Relación E.3.15 entre las partes desviadoras de tensión y deformación.[14]

3.4.2 Fundamentos de la fisura cohesiva

Para la fundición gris GG-25 debido a sus propiedades de fractura macroscópicamente frágil, pero con comportamiento no lineal, se ha seleccionado un modelo de material que utiliza el material no lineal de Hencky combinado con el modelo de la fisura cohesiva, observando que da buenos resultados experimentales para este mismo material pero con modo de fractura tipo III. [15]

De acuerdo con el modelo de fisura cohesiva, la fisura se genera cuando la tensión principal máxima supera el valor de la resistencia a tracción f_t .

Una vez superada la resistencia a tracción f_t , se inserta una fisura cohesiva en el plano perpendicular a la dirección de la tensión principal, \mathbf{n} . Para tener en cuenta los posibles modos de abertura de fisura, el vector de tracciones, entre los labios de la fisura \mathbf{t} , es paralelo al vector de abertura de fisura, \mathbf{w} , mientras que el módulo se corresponde con la tensión cohesiva:

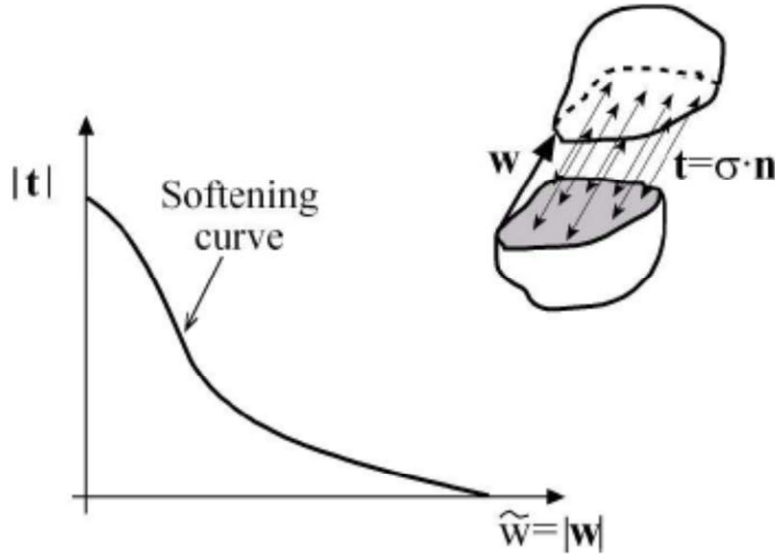
$$t = \frac{f(\tilde{w})}{\tilde{w}} w \quad [\text{E 3.16}]$$

Donde \tilde{w} representa la norma euclídea del vector abertura de fisura.

En la siguiente figura se esquematizan todos los conceptos descritos anteriormente:



Figura 3.7 Curva de Ablandamiento y relación entre la tensión, t y la abertura w



La inserción de esa fisura en los nodos donde se inserta supone una relajación en el campo de deformaciones, matemáticamente, este comportamiento se expresa como:

$$\varepsilon_{cont} = \varepsilon_{app} - [b^+ \otimes w]^s \text{ [E.3.17]}$$

Siendo:

ε_{cont} La deformación en el continuo

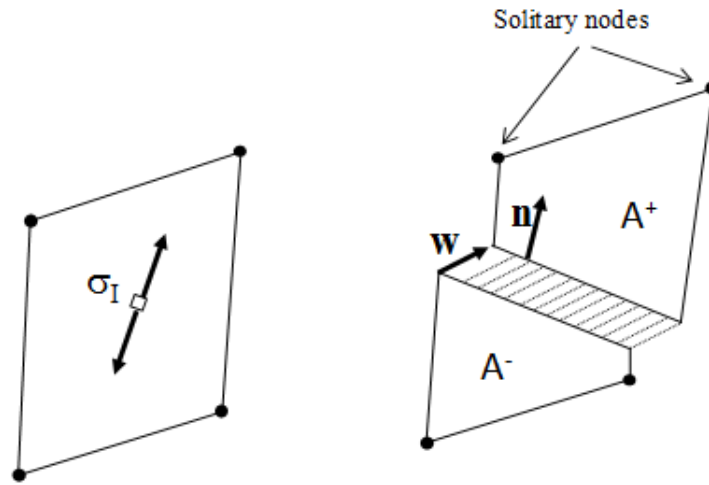
ε_{app} La deformación aparente

b^+ es el vector de gradientes de forma de los nodos solitarios, aquellos nodos del elemento que quedan separados por la fisura

$$b^+ = \sum_{i=\text{solitary nodes}} \text{grad } N_i \text{ [E.3.18]}$$



Figura 3.8 Esquema usado para describir los nodos solitarios



Por otro lado el resto del material fuera de la fisura cohesiva sigue comportándose como un material de Hencky, por lo que para que esté en equilibrio, el vector de tracciones en la fisura debe ser igual al vector de tracciones en el medio continuo. Imponiendo esta condición se obtiene la siguiente ecuación:

$$\left[k(\varepsilon_{cont})I + \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}} \varepsilon'_{cont} \right] n = \frac{f(\tilde{w})}{\tilde{w}} w \quad \text{[E.3.19]}$$

La ecuación anterior sirve para calcular la abertura de fisura w , de forma iterativa. Representa la ecuación fundamental del modelo de fisura cohesiva con discontinuidad fuerte.

Para mayor profundización sobre este modelo consultar [16]

3.4.3 Parámetros del material

Modelo de Hencky

En el modelo de Hencky los parámetros que se necesitan para que funcione, como se ha visto anteriormente son tres:

- K módulo de compresibilidad
- G módulo de elasticidad transversal
- Curva de endurecimiento del material

Como en este trabajo fin de master no se ha realizado ningún ensayo para la obtención de dichos parámetros, se ha optado por coger los valores de la tesis “Static tests under torsion loading of notched specimens made of grey cast iron: Experimental issues and Numerical Development” de Marco Marcon, de la Universidad de Padua [15]. En esta tesis, además de realizarse un estudio de la fractura en Modo III de la fundición gris

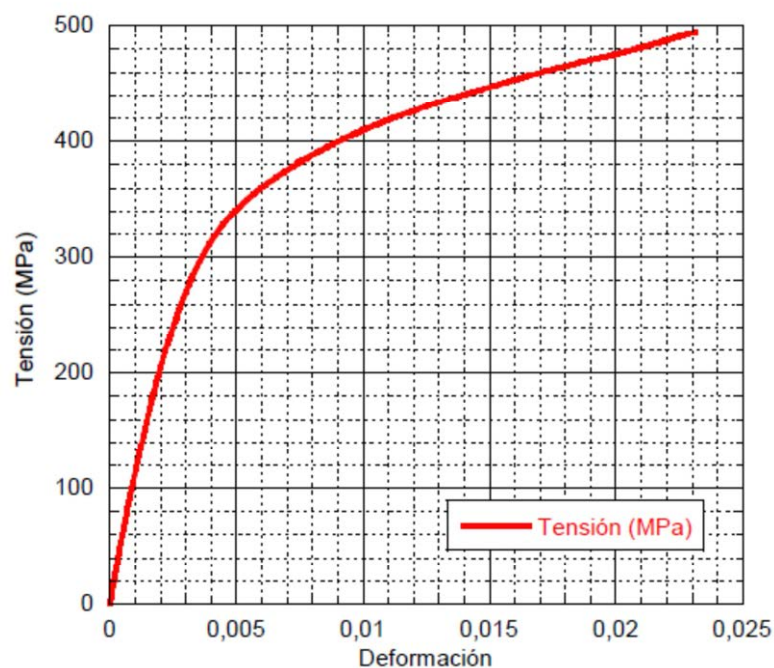


GG-25, también se realizó una caracterización exhaustiva del material, tanto en su comportamiento a tracción, como a torsión. Por este motivo, se considera que los parámetros obtenidos en dicha tesis son suficientemente representativos de nuestro material.

En dicha tesis se adopta la aproximación de despreciar las deformaciones elásticas, concentrando todas las deformaciones en el endurecimiento del material, por lo que los valores que se usaron fueron $K= 333$ GPa y $G= 71$ GPa, valores elevados. Y como curva de endurecimiento se utilizó la que aparece en la siguiente figura, ajustándose dicha curva a la ecuación 3.

$$\bar{\varepsilon} = 0.0082\bar{\sigma} + 1.758(\bar{\sigma}^{6.2124}) \quad [E.3.20]$$

Figura 3.8 Curva de endurecimiento usada en este trabajo



Modelo fisura cohesiva

En cuanto al modelo de fisura cohesiva, los parámetros necesarios serían, la tensión de tracción, la energía de fractura y la forma de la curva de ablandamiento.

Al igual que en el caso anterior estos parámetros se han obtenido de la tesis [15]. Cabe destacar que, para comprobar que los parámetros de la caracterización mecánica realizada en [15] eran representativos del material estudiado en este trabajo fin de máster, se comparó la energía de fractura medida en el capítulo 2 de este documento, con la proporcionada en [15], obteniéndose valores muy similares, siendo en [15] de



6170 N/m frente a los 6189,7 N/m del apartado 2.2 del presente trabajo fin de master. De esta manera, para las simulaciones numéricas se emplearon los valores siguientes:

Tensión de tracción: 230 Mpa

Energía de fractura: G_f 6170 N/m

La selección de la curva de ablandamiento se ha basado en el estudio realizado por el estudiante Marco Marcon, de la Universidad de Padua Italia [15]. En dicha tesis se siguió el método inverso, probándose tres tipos de curvas de ablandamiento la lineal, la exponencial y la rectangular [15]. En la figura 3.8 se esquematiza la forma de los tres tipos de curvas de ablandamiento usadas y en la figura 3.9 se muestra las pruebas de ajuste de curvas de ablandamiento.

Figura 3.8 Formas de curvas de ablandamiento que se pueden usar

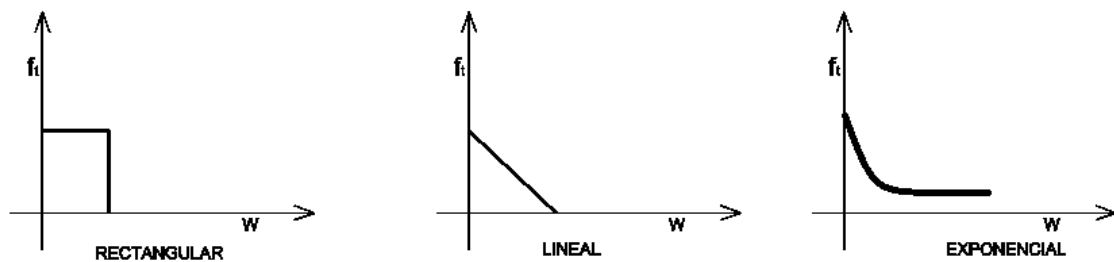
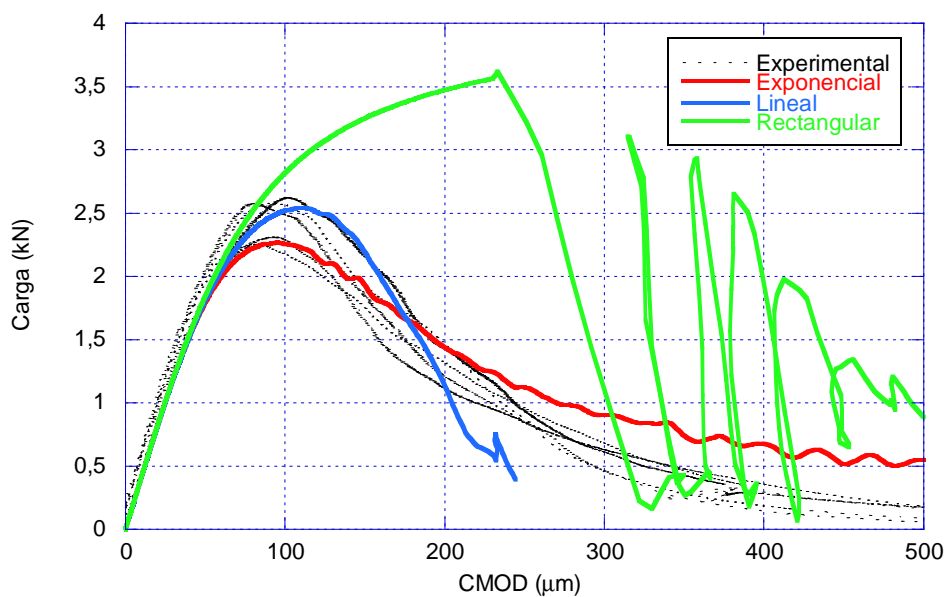


Figura 3.9 Ajuste de curvas de ablandamiento [15]





Escogiéndose la curva de ablandamiento lineal porque es con la que se obtienen mejores resultados, especialmente en lo que a predicción de carga máxima se refiere.

3.5 RESULTADOS

Antes de pasar a describir los resultados se exponen una serie de figuras (Figura 3.10, Figura 3.11) que muestran de forma gráfica cuál es el proceso seguido por una fisura, en la malla de radio 0.40 mm, desde el momento de creación de la misma hasta su propagación, cuando se está realizando la simulación de las mallas preparadas:

Figura 3.10 Concentración de tensiones en la punta de la entalla, provocando la propagación de fisura, para malla $r=0.40$ mm

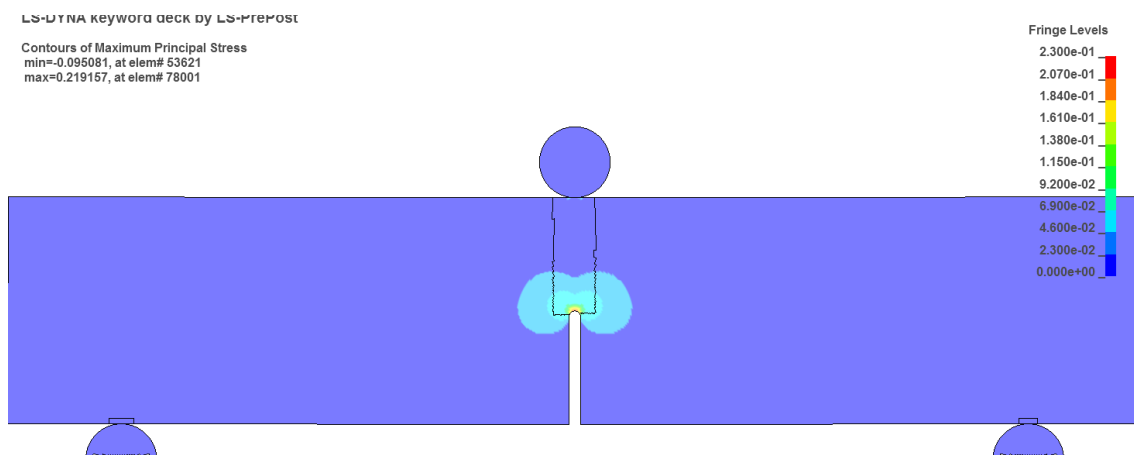
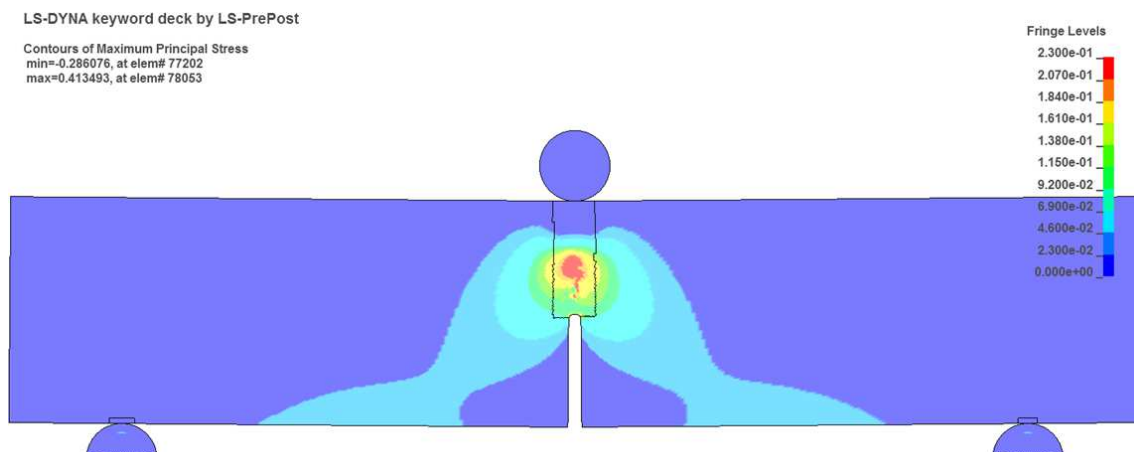


Figura 3.11 Fisura parcialmente propagada en el momento en que la tensión es máxima

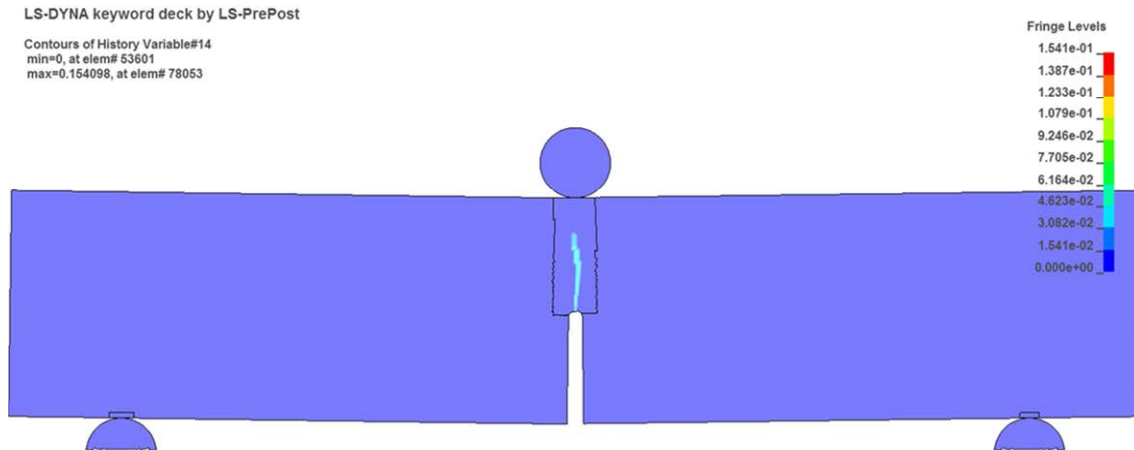


En la figura 3.12 puede verse el camino que seguido por la fisura que se genera. Dicha fisura parte del punto medio de la entalla, y finaliza casi al final de la probeta. El camino seguido es una línea casi recta, correspondiéndose a lo que se espera que



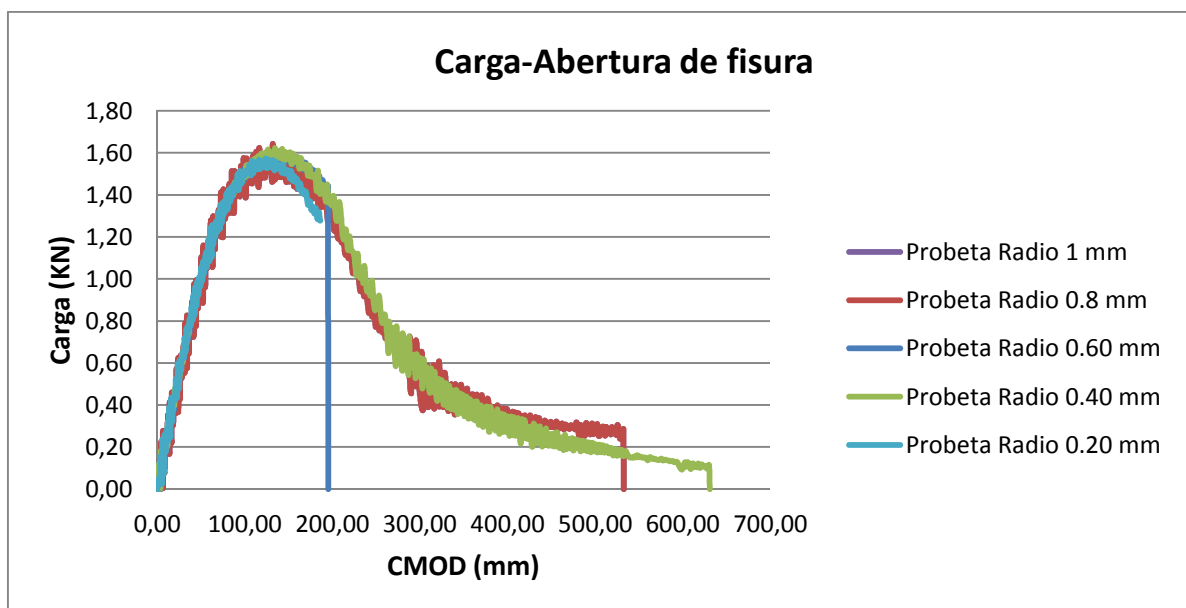
suceda en este tipo de modo de sollicitación (Modo I) y en línea con los resultados experimentales. Comprobándose por tanto que la simulación realizada es correcta.

Figura 3.12 Camino seguido por una fisura hasta punto de alcance de tensión máxima



Una vez se ha visto el proceso y finalizada la simulación. A continuación en las gráficas G.3.1, G.3.2, G.3.3 y G.3.4 se exponen los resultados más importantes en dichas simulaciones, realizándose también una comparativa con los resultados experimentales obtenidos anteriormente, como son: curva carga máxima-CMOD de cada uno de los radios nominales y carga máxima-radio medio en el caso de los resultados experimentales y carga máxima radio nominal en el caso de los resultados obtenidos en la simulación.

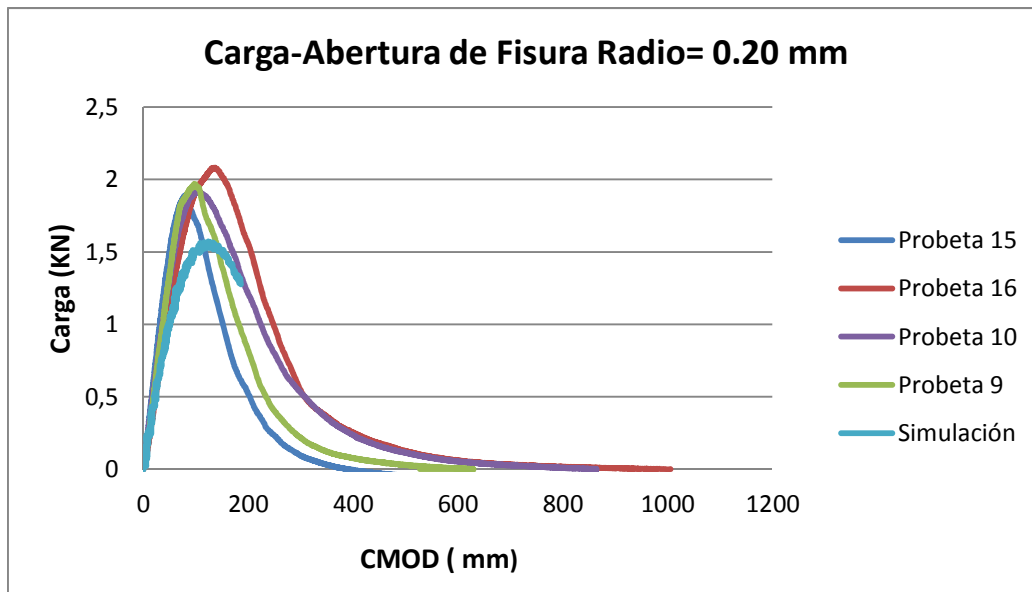
Gráfica G.3.1 Carga-Abertura de fisura



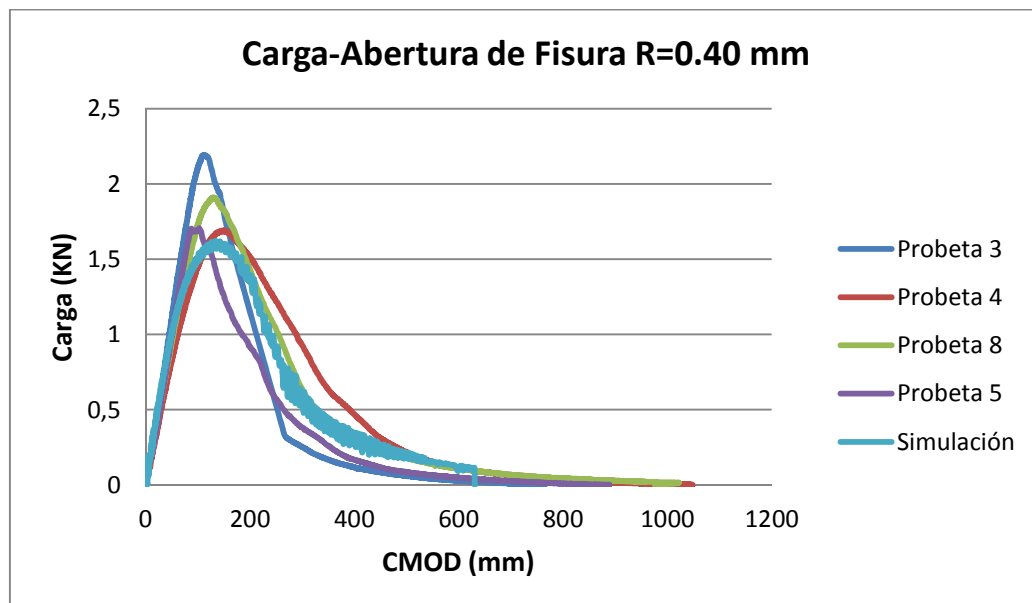


La gráfica G.3.1 evidencia que no existe influencia del radio de entalla en la carga máxima que soporta cada probeta, ya que la diferencia entre las curvas es muy pequeña, habiendo una diferencia entre las cargas mayor y menor de 0,7 KN, posteriormente se analizaran las causas.

Gráfica G.3.2 Carga-Abertura de fisura 0.20 mm

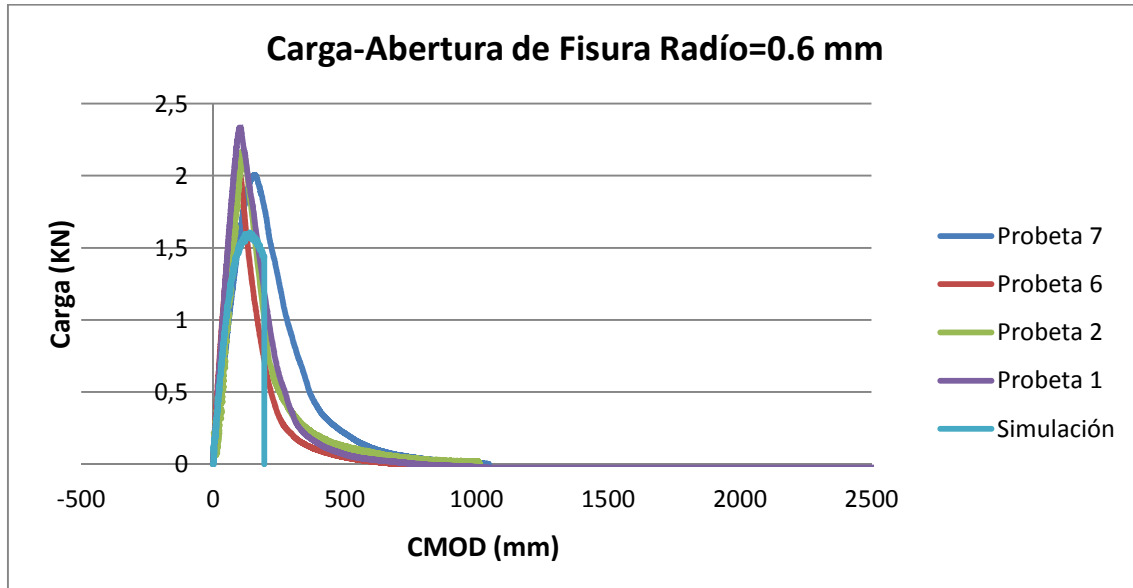


Gráfica G.3.3 Carga-Abertura de fisura 0.40 mm





Gráfica G.3.3 Carga-Abertura de fisura 0.60 mm



De las gráficas G.3.2, G.3.3 y G.3.4 comentar que existe una diferencia entre las curvas experimentales y las obtenidas por la simulación, aunque dichos resultados estarían dentro del rango válido obtenido. Observándose que las cargas máximas obtenidas son menores en la simulación. El motivo podría deberse a que los parámetros del material empleados en las simulaciones se han obtenido de la bibliografía [16] y no han sido determinados de forma precisa. A esto hay que añadir que se trata de un material que no se emplea con fines estructurales, por lo que presenta un control de calidad muy pobre, lo cual lleva aparejada una gran dispersión en el comportamiento.



CAPÍTULO 4

ANÁLISIS DE RESULTADOS

Una vez expuestos todos los resultados tanto experimentales como numéricos, se va a realizar un análisis de los mismos, debido a que “aparentemente”, los resultados experimentales y los numéricos no coinciden. Con este análisis se pretende demostrar que ambas partes ofrecen resultados que siguen la misma línea y las razones por las cuales puede aseverarse.

4.1 ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTAL

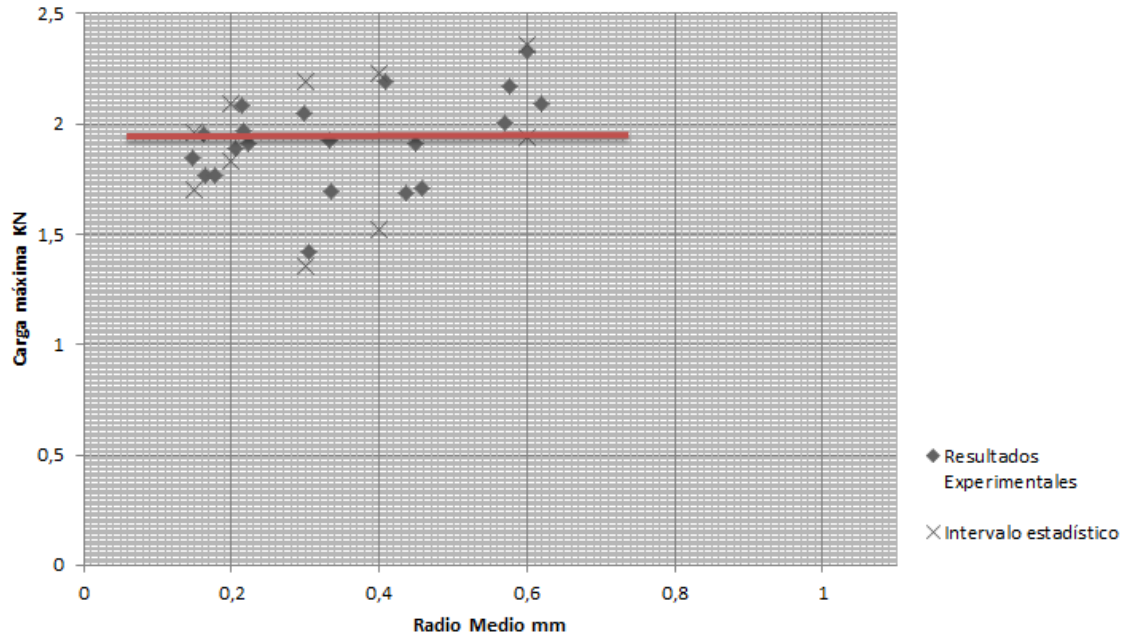
Si profundizamos en la gráfica G.2.11 y en la tabla 2.5, se ve que la carga máxima obtenida es de 2.17 KN y la carga mínima es de 1,84 KN, habiendo entre ellos una diferencia de 0.33 KN. Si se obtiene el tanto por ciento, la diferencia entre ambas sería de un 15.20 %, de la carga superior con respecto a la inferior. No siendo dicho porcentaje lo suficiente como para afirmar que existe un efecto entalla (a mayor carga mayor radio).

Además a la vista de la dispersión de resultados obtenida, todos ellos aceptables estadísticamente según se demostró en el apartado 2.6 de este trabajo fin de master. Si se trazara una línea horizontal, todos los valores de esa línea estarían dentro del rango de valores aceptables estadísticamente. Mostrando que no existe influencia del

radio de la entalla en la carga máxima obtenida. Para una mejor comprensión de esta información la gráfica G.4.1 muestra de forma clara toda la información anterior.



Gráfica G. 4.1 Línea horizontal trazada en los resultados experimentales dentro del intervalo estadístico

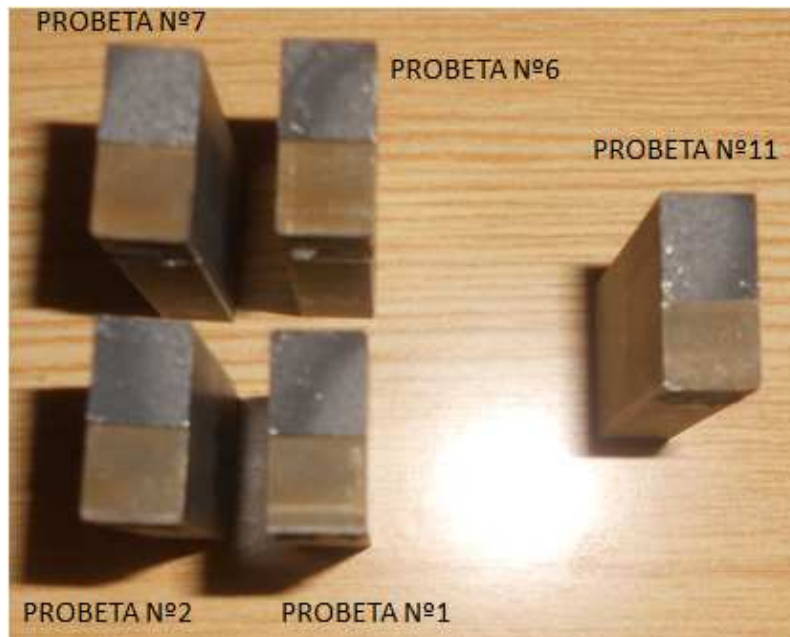


Según la figura anterior los resultados que se encontrarían más al límite serían los que poseen un radio superior y un radio inferior. Tras la observación de la superficie de rotura, se podría decir, que en función de la posición, orientación y cantidad de láminas de grafito, se obtiene una mayor o menor carga máxima. Por ejemplo la probeta nº 2 y nº 1, poseen una carga de rotura parecida, siendo la probeta nº7 la que menos carga soporta y la que menos cantidad de grafito tiene. En definitiva, aparentemente sería la cantidad de grafito presente en las probetas la responsable de la variación de carga máxima, y no el efecto del radio de entalla.

En la siguiente imagen se grafía toda la información anterior.



Figura 4.1 Superficie de rotura en probetas de radio 0.60 y 0.15 mm



Por último añadir que los resultados obtenidos tras un mayor análisis estarían en concordancia con los obtenidos mediante simulación numérica, pero divergirían de los obtenidos en la tesis realizada por el estudiante Marco Marcon, de la Universidad de Padua Italia [15] para este mismo material. Esto sería debido a que el modo de sollicitación al que estaba sometido la probeta era distinto y las fisuras en modo III (Torsión) se forman con un ángulo de 45° respecto al eje central de la entalla, mientras que en modo I (Flexión), son paralelas a dicho eje, por lo que su recorrido sería mayor, pudiéndose producir por tanto una mayor dispersión en los resultados.

4.2 ANÁLISIS DE RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES

Con respecto a la parte de la simulación, los resultados obtenidos en la gráfica G.3.1 muestran una coincidencia entre las curvas carga-CMOD, independientemente del radio nominal que se esté analizando. A continuación se explicará cuáles son las causas de la no influencia del radio de la entalla en la carga máxima.

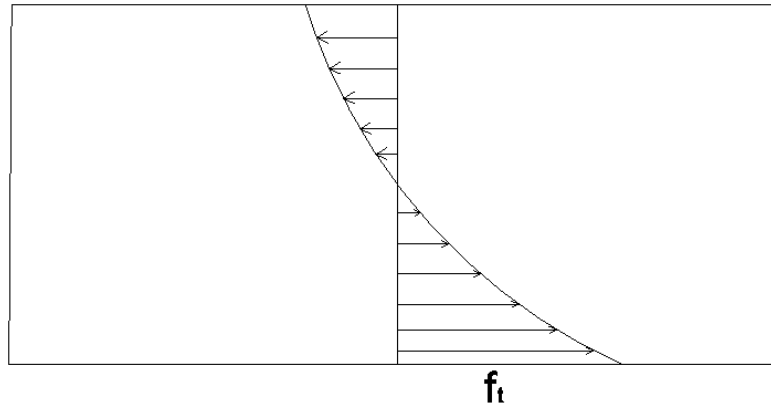
Para ello hay que explicar la diferencia que existe entre un material frágil y un material cuasi frágil, para dicha explicación nos apoyaremos en las figuras 4.2 y 4.3.

En la figura 4.2 se muestra el diagrama de tensiones, volumen de compresión y volumen de tracción, en una probeta de material frágil. Para dicha probeta la carga



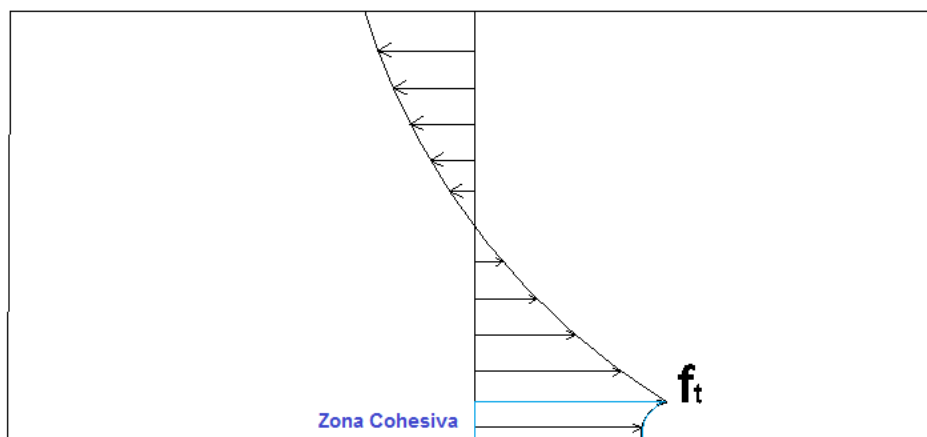
máxima se obtiene cuando la fibra inferior alcance la resistencia tracción. A medida que la fisura sube la carga va disminuyendo hasta llegar a cero.

Figura 4.2 Esquema de tensiones en un material frágil



Sin embargo, la figura 4.3 se expone un material cuasi frágil, con una Zona en Proceso de Fractura (ZPF), o fisura cohesiva. En este material el hecho de que la fibra inferior alcance la resistencia a tracción no define la carga máxima, sino que simplemente supone el inicio de la fisura cohesiva, la cual empieza a propagarse a partir de este momento. Una vez que se propaga la fisura cohesiva, la carga máxima viene definida por la extensión de la misma, la cual no depende del radio de entalla, sino simplemente de las dimensiones de la probeta (para un material dado). Así, el único papel que juega el radio de entalla, es que la fisura cohesiva se generaría antes cuando más pequeño fuese el radio. Sin embargo, la carga máxima únicamente depende del perfil de tensiones que se establece en el ligamento junto con la zona cohesiva, razón por la cual la carga que se obtiene en ellas después de realizar la simulación es prácticamente la misma.

Figura 4.3 Esquema de tensiones en un material cuasi frágil





CAPÍTULO 5

CONCLUSIONES Y FUTURO TRABAJO

5.1 CONCLUSIONES

A continuación se detallaran las conclusiones obtenidas tanto en el plano experimental, como en el numérico:

Plano experimental:

-Para la fundición gris GG-25 existe una gran dispersión experimental, porque no es un material que se use con fines estructurales. Debido a esto en un principio se pensó que el radio nominal tenía una ligera influencia en la carga máxima que soportaba cada probeta. Pero tras un examen más exhaustivo de los resultados, se observó que la diferencia entre la carga máxima y mínima era de 0,33 KN. Y que si se trazara una línea horizontal en la gráfica de radio medio-carga máxima todos los valores de esa línea estarían dentro del rango de valores aceptables estadísticamente. Concluyendo que no existe influencia del radio de entalla en la carga máxima soportada por la probeta antes de su rotura.

-No se ha encontrado el efecto que se vió en la tesis "Static tests under torsión loading of notched specimens made of grey cast iron: Experimental issues and Numerical Development" de Marco Marcon, de la Universidad de Padua. Esto sería debido a que el modo de sollicitación al que estaba sometido la probeta era distinto y el papel que juega la zona cohesiva en ambos modos de sollicitación es sustancialmente distinto.



-Se ha observado una influencia entre la carga máxima que soporta la fundición, y la orientación, posición y cantidad de láminas de grafito, aunque siempre sin encontrar una diferencia de carga muy significativa entre las probetas.

-No existe influencia entre el radio mínimo que puede encontrarse en el radio nominal de una entalla en U, con la carga máxima que soporta.

Plano de simulación:

-El modelo de la fisura cohesiva con material de Hencky representa adecuadamente el comportamiento de la fundición gris GG-25. Es cierto que se obtienen valores inferiores a los obtenidos experimentalmente, lo cual podría deberse a que no se realizó una caracterización exhaustiva del mismo cogiéndose los valores de la referencia [15].

-No existe una influencia del radio nominal en la carga máxima alcanzada por las probetas. Ello es debido a que se trata de un material cuasi-frágil, en el cual la carga máxima viene definida por la zona cohesiva. Siendo, por tanto, la única diferencia de un radio a otro en el momento en el que se alcanza la carga máxima y no en su valor.

-Aunque se trata de un material sin utilidad estructural, lo cierto es que sí ofrece buenas características desde el punto de vista de la integridad estructural, dado que no es sensible a radios de entalla muy pequeños. Esto hace que su resistencia máxima es prácticamente independiente de la precisión del mecanizado.

5.2 TRABAJO FUTURO

Finalizado este trabajo fin de master, la línea más clara de investigación para un trabajo futuro, sería el estudio de probetas con unas dimensiones muy superiores a las consideradas en este proyecto fin de master. Porque con mayores dimensiones de probeta la influencia de la zona cohesiva sería menor, y por lo tanto cabría esperar ver el efecto que se vio en la tesis con referencia [15], que al disminuir el radio de entalla, aumentaba la carga máxima.

También se podría estudiar el posible uso de este material en piezas estructurales de poca relevancia, ya que es un material económico y esta propiedad de cuasi fragilidad, ayudaría a que las estructuras tuvieran una reserva de resistencia adicional a la considerada en los cálculos. Obviamente el principal inconveniente que presenta es su escasa ductilidad.



CAPÍTULO 6

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Página Web: <http://www.ypu.manchester.ac.uk/blog/fracture-mechanics>
- [2] Artículo de la revista Engineering Fracture Mechanics 75 (2008) "A generalised notch stress intensity factor for U-notched components loaded under mixed mode" Autores F.J. Gómez a, M. Elices , F. Berto , P. Lazzarin .Departamento de Ciencia de Materiales, Universidad Politécnica de Madrid, E.T.S. Ingenieros de Caminos y Department of Management and Engineering, Università di Padova, Stradella Italy
- [3] Apuntes Mecánica de la Fractura de la asignatura Integridad Estructural Master Cimentaciones, Estructuras y Materiales Escuela de Caminos, Canales y Puertos Madrid.
- [4] Failure criteria for linear elastic materials with U-notches F. J. Gómez, G. V. Guinea, M. Elices Departamento de Ciencia de Materiales, Universidad Politécnica de Madrid 2006.
- [5] Evaluación de entallas mediante diagramas de fallos. Cicero, V. Madrazo, I.A. Carrascal, M. Laporta Dpto. Ciencia e Ingeniería del Terreno y de los Materiales, Universidad de Cantabria.
- [6] Madrazo V., Cicero S., Carrascal I.A, Laporta M." Análisis del efecto entalla en el PMMA mediante el uso de la teoría de las distancias críticas". Dpto. Ciencia e



Ingeniería del Terreno y de los Materiales, Universidad de Cantabria. Anales de Mecánica de la Fractura 28, Vol. 1 (2011).

[7] Estudio de criterios de rotura para materiales no lineales entallados. Proyecto Fin de Grado Zaida Re Correas. Universidad Politécnica de Madrid (2013)

[8] Pérez J.J. "Estudio de fractura en modo mixto en entallas en V". Universidad Politécnica de Madrid. Ingeniería de Materiales Lopez E. (2011)

[9] Aplicación de la teoría de la fisura cohesiva al PMMA y determinación de su curva de ablandamiento F.J. Gómez, A. Valiente y J. Planas. Engineering Fracture Mechanics 72 (2005)

[10] "Fracture of components with V-shaped notches" F.J. Gomez, M. Elices Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, Ed.14,1913-1927 (Septiembre 2003)

[11] The cohesive zone model: advantages, limitations and challenges M. Elices, G.V.Guinea, J.Gomez, J. Planas. Engineering Fracture Mechanics 69 (2002)

[12] Fernández-Carrasquilla J., Ríos R. Estudio de una fundición de grafito laminar mediante mecánica de la Fractura.

[13] <http://www.lstc.com/products/lstc-dyna>

[14] Notas de clase de Jaime Planas Roselló Escuela de Caminos, Canales y Puertos Universidad Politécnica de Madrid.

[15] Tesis "Static tests under torsion loading of notched specimens made of grey cast iron: Experimental issues and Numerical Development" de Marco Marcon, Universidad de Padua Italia (2013).

[16] "Extension of the cohesive crack model to PMMA notched specimens exhibiting a non linear behavior under torsion" Cendón D.A., Berto F., Lazzarin P., Elices M.